

МІНІСТЕРСТВО АГРАРНОЇ ПОЛІТИКИ УКРАЇНИ

**ВІСНИК
ХАРКІВСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА
ІМЕНІ ПЕТРА ВАСИЛЕНКА**

ТЕХНІЧНІ НАУКИ

Випуск 115

**“ТЕХНІЧНИЙ СЕРВІС АПК, ТЕХНІКА ТА
ТЕХНОЛОГІЇ У СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОМУ
МАШИНОБУДУВАННІ”**

Харків 2011

МІНІСТЕРСТВО АГРАРНОЇ ПОЛІТИКИ УКРАЇНИ

**ВІСНИК
ХАРКІВСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА
ІМЕНІ ПЕТРА ВАСИЛЕНКА**

ТЕХНІЧНІ НАУКИ

Випуск 115

**“ТЕХНІЧНИЙ СЕРВІС АПК, ТЕХНІКА ТА
ТЕХНОЛОГІЇ У СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОМУ
МАШИНОБУДУВАННІ”**

Харків 2011

УДК 621.051

Друкується за рішенням Вченої ради ХНТУСГ від 15.05.2011 р., протокол №9.

В збірник включені наукові праці Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка, ведучих закладів, науково дослідницьких інститутів і підприємств України, в яких відображені результати теоретичних та експериментальних досліджень по відновленню та ремонту сільськогосподарської техніки, а також по технології машинобудування.

Викладені дослідження виконувались згідно програм “Найважливіші проблеми АПК за період 1996-2010 р.р.” і “Фізичні та комп’ютерні технології”.

Редакційна колегія:

Академік ІАУ, професор, к.т.н. **Мазоренко Д.І.** (відповідальний редактор)

Професор, д.т.н. **Войтов В.А.** (заступник відповідального редактора)

Академік ІАУ, професор, д.т.н. **Скобло Т.С.** (заступник відповідального редактора)

Академік УАА, професор, д.т.н. **Зайка П.М.**

Академік ІАУ, професор, к.т.н. **Сідашенко О.І.**

Член кореспондент ІАУ, професор, к.т.н. **Науменко О.А.**

Професор, д.ф.-м.н. **Басін В.С.**

Професор, д.т.н. **Платков В.Я.**

Професор, д.т.н. **Трішевський О.І.**

Академік ТАУ, професор, д.т.н. **Коломієць В.В.** (відповідальний секретар)

Наукове видання

**ВІСНИК ХАРКІВСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА ІМЕНІ ПЕТРА ВАСИЛЕНКА**

Технічні науки

Випуск 115

**“ТЕХНІЧНИЙ СЕРВІС АПК, ТЕХНІКА ТА ТЕХНОЛОГІЇ У
СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОМУ МАШИНОБУДУВАННІ”**

Відповідний за випуск Коломієць В.В.

Комп’ютерний набір та верстка Новіков Ф.В., Новіков Д.Ф.

Підписано до друку 24.06.2011 р. Папір тип №2.

Формат 60x84 1/16. Умов. друк. аркуш. 15,6. Тираж 300 прим.

Замовлення №

ХНТУСГ, 61002, м. Харків-2, вул. Артема, 44

ЧП “ДЖИНТ”

61000, м. Харків, вул. Гвардійців залізничників, 14

ISBN 5-7987-0176X

© Харківський національний технічний університет сільського господарства, імені Петра Василенка, 2011 р.

АНОТАЦІЯ

Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенко (ХНТУСГ) включає статті, у яких наведені результати науково-дослідних робіт в області відновлення й ремонту сільсько-господарської техніки й технології машинобудування, проведених у ХНТУСГ, а також в інших навчальних закладах, науково-дослідних інститутах і підприємствах України.

АННОТАЦИЯ

Вестник Харьковского национального технического университета сельского хозяйства имени Петра Василенко (ХНТУСХ) включает статьи, в которых приведены результаты научно-исследовательских работ в области восстановления и ремонта сельскохозяйственной техники и технологии машиностроения, проведенных в ХНТУСХ, а также в других учебных заведениях, научно-исследовательских институтах и предприятиях Украины.

ABSTRACT

Announcer of the Kharkov national technical university of agriculture of the name of Peter Василенко (ХНТУСХ) includes the articles, to which the results of research works are driven in area of renewal and repair of agricultural technique and technology of engineer, conducted in ХНТУСХ, and also in other educational establishments, research institutes and enterprises of Ukraine.

ОЦЕНКА ТВЕРДОСТИ РАБОЧЕГО СЛОЯ ЦЕНТРОБЕЖНОЛИТЫХ ВАЛКОВ ИЗ ВЫСОКОХРОМИСТОГО ЧУГУНА ПО МАГНИТНОМУ ПАРАМЕТРУ

Скобло Т.С., докт. техн. наук, проф., Сидашенко А.И., канд. техн. наук, проф.,
Власовец В.М., докт. техн. наук, доц., Ключко О.Ю., ст. преподаватель
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства
имени Петра Василенко)

Обоснована возможность оценки твердости материала рабочего слоя центробежнолитых валков из высокохромистого чугуна по коэрцитивной силе без их разрушения после проведения отжига в интервале 200–750°C, в том числе циклического при 450–550°C

Актуальность. Использование высокохромистого чугуна для производства рабочего слоя центробежнолитых прокатных валков гарантировало необходимый уровень механических свойств на протяжении десятилетий [1]. Однако увеличение количества прокатываемого металла привело к необходимости повышения стойкости в эксплуатации в сочетании с высоким уровнем механических свойств путем регулирования дисперсности структурных составляющих, управления распадом остаточного аустенита и уровня напряженно-деформированного состояния в процессе литья и термической обработки [2]. Обеспечение таких требований возможно путем оптимизации процессов модифицирования и термической обработки, параметры которых целесообразно корректировать на основе данных неразрушающего магнитного контроля по коэрцитивной силе (далее H_c).

Целью работы является оценка возможности измерения твердости рабочего слоя центробежнолитых валков из высокохромистого чугуна по магнитному параметру в литом состоянии и после отжига.

Материал и методики исследований. Исследования проводили на центробежнолитых валках одного типоразмера ($\varnothing 910$ мм, длина 2000 мм) и близкого химического состава (табл. 1). Валки подбирали с близкими параметрами литья (табл. 2). Исследования состава кристаллизующихся структурных составляющих, распределения дисперсных фаз осуществляли на растровом электронном микроскопе-микроанализаторе JSM-820 Link “JEOL” с системой рентгеновского микроанализа Link AN10/85S “Link Analytical”. Оценку магнитных свойств проводили с помощью коэрцитиметра КРМ-Ц-К2М. Долю остаточного аустенита оценивали магнитным методом на приборе МА-52, а также рентгеноструктурным методом на дифрактометре ДРОН-3М.

Экспериментальные исследования. Установлено (табл. 3), что с увеличением доли остаточного аустенита твердость валков возрастает с 63 HSD (при его отсутствии) до 68 и 76 HSD (при 23–35%).

Модифицирование NiMg лигатурой снижает устойчивость аустенита к распаду и огрубляет структуру. Для высокохромистых валков,

Таблица 1

Химический состав рабочего слоя исследованных валков исполнения ЛПХ17Ндц

Условный № валка	Содержание элементов, %												Масса металла	Степень эвтектичности, S _э	Модифицирование
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	V	Mg	Nb			
1	2,89	0,92	0,79	0,052	0,020	16,1	1,36	1,21	–	–	0,03	0,16	3730	1,04	NiMg–20 кг
2	2,62	0,96	0,78	0,052	0,019	17,0	1,36	1,24	0,33	0,20	0,03	0,17	3800	0,97	CuMg–15 кг
3	2,76	0,98	0,80	0,060	0,021	16,0	1,51	1,24	0,24	0,25	0,03	0,11	3700	1,00	CuMg–10 кг
4	2,80	0,94	0,85	0,092	0,024	15,9	1,39	1,21	0,25	0,37	0,035	0,11	3750	1,01	CuMg–10 кг
5	2,97	1,07	0,86	0,073	0,018	16,2	1,32	1,15	0,23	0,35	0,03	0,16	3700	1,09	CuMg–10 кг

Примечание. NiMg лигатура – 17,1% Mg, 1,6% С остальное Ni; CuMg лигатура – 21,3% Mg, остальное Cu.

Таблица 2

Технологические параметры заливки исследованных валков исполнения ЛПХ17Ндц

Условный № валка	Толщина покрытия на кокиль, мм	Температура, °С		Выдержка, мин	Примечание
		кокиля	заливки		
1	5,4–5,5	181	1430	10	Промывки при температурах 1320°С, 1320°С, 1320°С
2	5,1–5,2	195	1430	9,5	Промывки при температурах 1305°С, 1310°С, 1310°С
3	5,2	170	1425	10	Промывки при температурах 1320°С, 1310°С, 1310°С
4	5,1–5,2	157	1425	10	Промывки при температурах 1310°С, 1310°С, 1305°С
5	5,0–5,1	161	1430	10,5	Промывки при температурах 1315°С, 1320°С, 1315°С

Таблица 3

Твердость, H_c и доля остаточного аустенита исследованных валков исполнения ЛПХ17Ндц

Условный № валка	Твердость ¹ , HSD		Двух цикловая термообработка		H _c ² , А/см		А _{ост} , %
	литой	после термообработки	t _{отж} , °С	τ _{отж} , ч	литой	после термообработки	
1	63	64	450	3	<u>20–37</u> 29,68	<u>18–24</u> 20,86	0
2	76	64	570	8	<u>50–53</u> 51,77	<u>16–23</u> 19,0	35
3	72	65	570	8	<u>43–52</u> 47,3	<u>16–23</u> 18,3	25
4	68	59	570	3	<u>30–49</u> 42,8	<u>14–25</u> 16,7	10,5
5	64	69	450	3	<u>23–41</u> 33,4	<u>21–37</u> 30,7	4,5

Примечание: 1. Твердость определяли на глубине 0,1 мм при температуре от 100 до 150 °С.

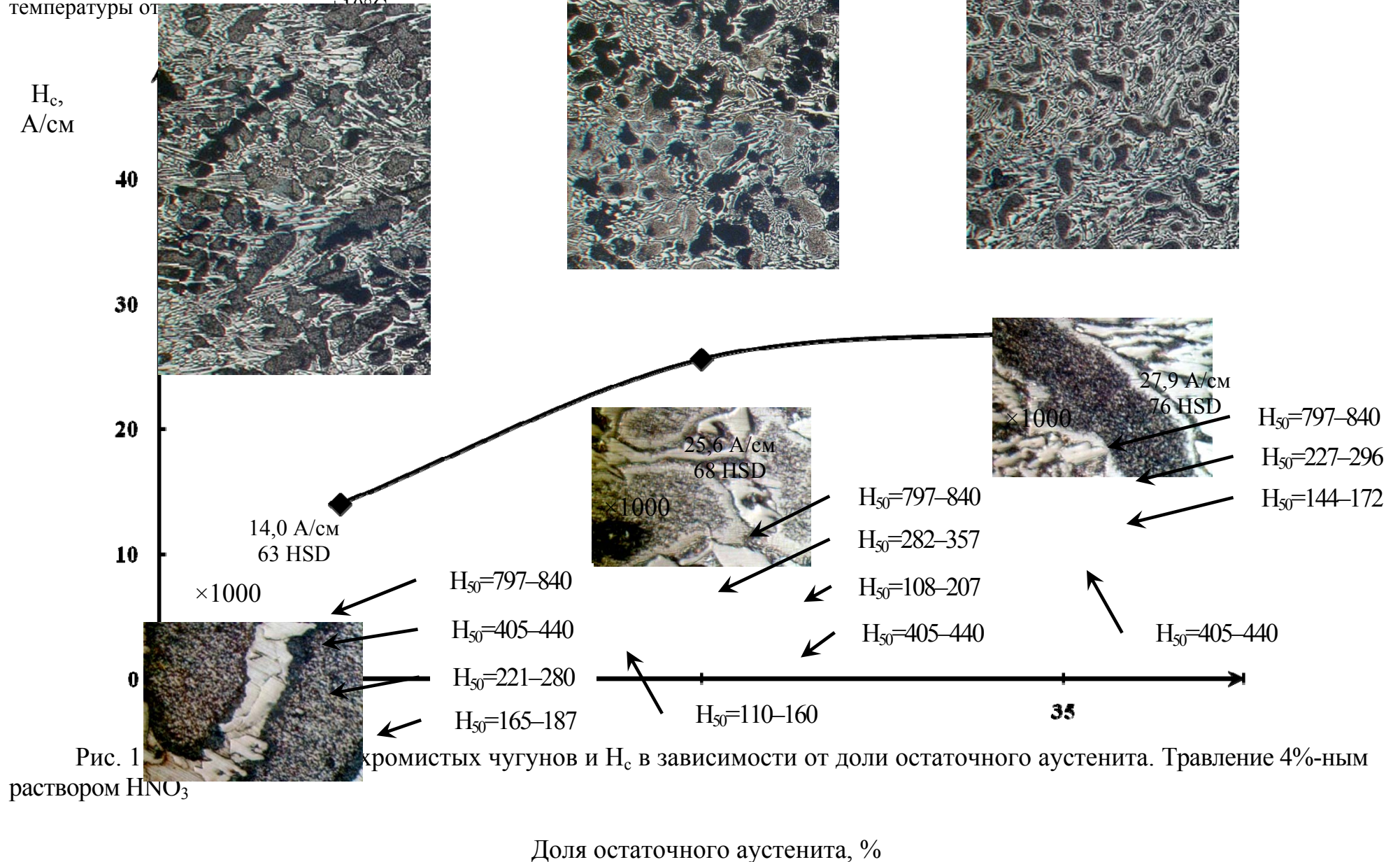


Рис. 1. Зависимость твердости H_c хромистых чугунов и H_c в зависимости от доли остаточного аустенита. Травление 4%-ным раствором HNO_3

модифицированных CuMg лигатурой, характерно наличие интерметаллидов. При низком содержании остаточного аустенита формирование продуктов распада охватывает полностью зерно, а при его увеличении появляются нетравящиеся зоны у границ (рис. 1). Экспериментально установлены зависимости, позволяющие оценивать свойства такого чугуна после литья ($HSD_{лит}$) и отжига ($HSD_{отж}$) в интервале 200–750°C %:

$$HSD_{лит} = 67 + 0,2H_c \quad (1)$$

$$HSD_{отж} = 60 + 0,2H_c \quad (2)$$

Высокие значения H_c в литом состоянии свидетельствуют о значительном уровне напряжений, после проведения отжига их уровень интенсивно снижается.

В случае, когда термическая обработка высокохромистого чугуна в интервале температур 450–500°C не приводит к изменению твердости, а только снижает уровень напряженно-деформированного состояния в структуре сплава может сохраняться относительно большое количество остаточного аустенита.

Известно [3, с.196–201], что циклические термообработки более существенно изменяют структуру и уровень свойств сплавов. Вследствие различия коэффициентов линейного расширения карбидной фазы и аустенита, магнитострикционного эффекта, циклическая обработка способствует увеличению межфазовых напряжений (по данным [4] до 700 МПа), созданию блочной структуры. Известно [5], что для чугуна со структурно свободным цементитом такая обработка способствует дополнительному повышению микротвердости до 30% за счет фазового наклепа.

В высокохромистом чугуне остаточный аустенит стабилизирован и полностью распадается только в области температур выше 600°C. При этом существенно снижаются твердость рабочего слоя, происходит интенсивная пластическая деформация и графитизация серого чугуна сердцевины вала. Поэтому использовали циклическую обработку, направленную на дестабилизацию пересыщенного твердого раствора при 450–550°C (рис. 2).

Установлено (табл. 4), что незначительные колебания в изменении твердости и H_c как в литом, так и термообработанном состоянии не связаны с изменениями технологических параметров, а определяются уровнем напряжений II-рода (структурными). Проведение циклической обработки не только повышает твердость, но и стабилизирует её в исследуемых валах близкого химического состава, уже начиная со второго цикла обработки (достигается максимальный процесс дисперсионного твердения). Проведение большего числа циклов нецелесообразно, так как твердость может постепенно снижаться.

Достигнутому уровню твердости, равному 84–90 HSD соответствует $H_c = 20,1–21,0$ А/см. Исследованиями на образцах после литья, отобранных от валков, показано, что максимальные значения H_c не превышают 32,5 А/см, а оцененные показатели по длине отливок достигали 43,8–61,5 А/см. Такая разница в показаниях может быть объяснена наличием напряжений. В исследуемых валах содержание немагнитной фазы составляло 11–37% (среднее значение по группе 28,4%).

С увеличением доли остаточного аустенита ($A_{ост\ лит}$) и повышением коэрцитивной силы ($H_{c\ лит}$) в исходном чугуне твердость после циклической обработки возрастает и оценивается аналитическими зависимостями:

$$HSD_{отж} = 70 + 0,1H_{c\ лит} \quad (3)$$

$$HSD_{отж} = 68 + 0,2A_{ост\ лит} \quad (4)$$

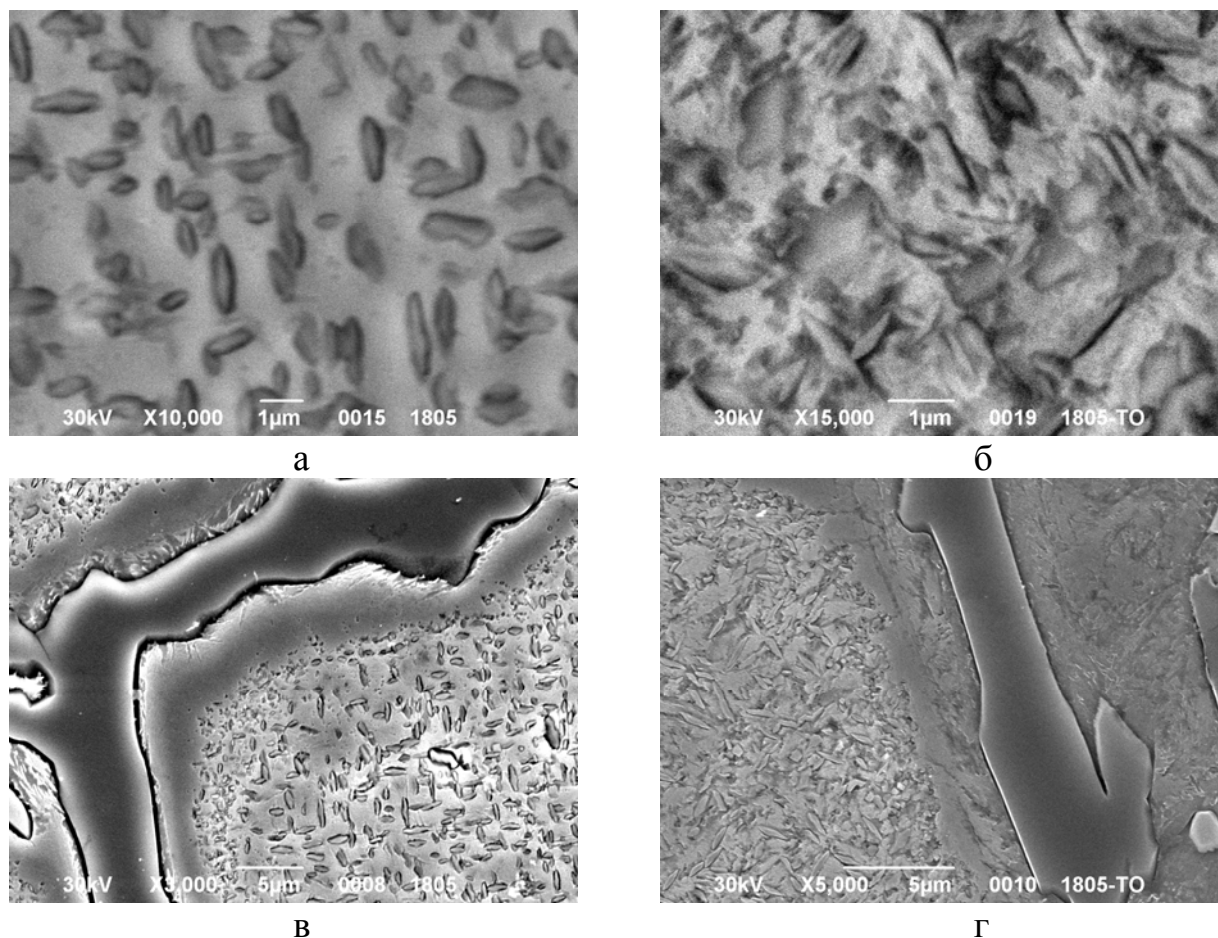


Рис. 2. Микроструктура продуктов распада аустенита во вторичных электродах: а, б – в центре зерна; в, г – рядом с карбидом; а, в – после литья; б, г – после двух циклов обработки при $450 \pm 10^\circ\text{C}$. Травление 4%-ным раствором HNO_3 .

Таблица 4

Свойства высокохромистого чугуна после циклической обработки при $450 \pm 10^\circ\text{C}$

Условный № вала	После литья		Количество циклов термической обработки при 450°C							
			I		II		III		IV	
	H_c , А/см	HSD	H_c , А/см	HSD	H_c , А/см	HSD	H_c , А/см	HSD	H_c , А/см	HSD
1	21,9–22,2	75–75	20,2–20,4	84–84	20,7–20,8	89–91	20,3–20,4	84–84	20,5–20,8	86–87
	22,1	75	20,4	84	20,7	90	20,4	84	20,6	87
2	24,5–24,8	81–81	21,4–21,8	84–84	20,1–20,3	85–85	19,5–19,8	84–84	19,3–19,4	81–83
	24,7	81	21,6	84	20,2	85	19,6	84	19,4	82
3	25,4–25,7	75–75	22,2–22,3	82–84	20,6–21,0	84–84	21,0–21,0	84–84	20,4–20,5	81–83
	25,5	75	22,3	83	20,8	84	21,0	84	20,4	82

Высокие значения H_c в литом состоянии свидетельствуют о значительном уровне напряжений, характерных для чугуна с малым количеством феррито-перлитной смеси, образовавшейся в области высоких температур. В таком чугуне содержится большое количество остаточного аустенита после литья.

Циклическая обработка способствует увеличению межфазовых напряжений, созданию блочной структуры, а также дальнейшему распаду остаточного аустенита с выделением дисперсной карбидной фазы и фрагментации структуры (микротвердость повышается на 20–30%). Одновременно с ростом H_c после циклической обработки доля остаточного аустенита ($A_{\text{ост отж}}$) снижается и описывается уравнением:

$$H_{c \text{ отж}} = 38,4 - 0,4 A_{\text{ост отж}} \quad (5)$$

Таким образом, H_c существенно зависит от доли остаточного аустенита как в литом состоянии, так и после циклической обработки и может быть использована для оценки твердости рабочего слоя прокатных валков из высокохромистого чугуна.

Выводы. После литья твердость высокохромистого чугуна рабочего слоя валков исполнений ЛПХ17Ндц ЛПХ17НМдц изменяется в широких пределах 62–79 НSD. Наиболее эффективным способом управления свойствами такого материала является регулирование содержания остаточного аустенита путем проведения отжига. Для оценки твердости материала рабочего слоя таких валков обосновано использование неразрушающего магнитного метода контроля по коэрцитивной силе.

Список литературы

1. Цыпин И.И. Белые износостойкие чугуны. / И.И. Цыпин. – М: Металлургия, 1983. – 176 с.
2. Сильман Г.И. О механизме влияния меди на формирование структуры в чугуне / Г.И. Сильман, В.В. Камынин, В.В. Гончаров // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2007. – №8. – С.16–22.
3. Прокатные валки из высокоуглеродистых сплавов. / Т.С. Скобло, С.И. Рудюк, Н.А. Будагьянц, Н.М. Воронцов. – М: Металлургия, 1994. – 336 с.
4. Wiengmoon A. Microstructural and crystallographical study of carbides in cast irons / A. Wiengmoon, T. Chairuang Sri, A Brown // ActaMateriala. – 2005. – Vol. 53. – №15 – P. 4143–4154.
5. Скобло Т.С. О структуре цементита // Литейное производство. – 1971. – №12. – С. 35-38.

Анотація

Оцінка твердості робочого шару відцентроволитих валків з високохромистого чавуну за магнітним параметром

Обґрунтована можливість оцінки твердості матеріалу робочого шару відцентроволитих валків з високохромистого чавуну за коерцитивною силою без їх руйнування після проведення відпалу в інтервалі 200-750°C, зокрема циклічного при 450-550°C

Abstract

Estimation of hardness of worker layer of rollers from high-chromic cast-iron on magnetic parameter

Possibility of estimation hardness of material worker layer of rollers is grounded from high-chromic cast-iron on coercive force without their destruction after conducting of annealing in the interval of 200-750°C, including cyclic at 450-550°C

МЕТОДИКА МОДЕЛИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ МЕТАЛЛОВ С ПОМОЩЬЮ ПЕРЕСТАНОВКИ ПИКСЕЛЕЙ ИЗОБРАЖЕНИЯ

Скобло Т.С., докт. техн. наук, проф., Клочко О.Ю., Белкин Е.Л.
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства
имени Петра Василенко)

В работе проведено моделирование структуры металлов с помощью перестановки пикселей изображения

Введение. Принято считать, что процессы диффузии лежат в основе структуры металлов. Моделированию процесса диффузии посвящено большое число работ [1-5]. Простейший случай основан на моделировании броуновского движения [1,3]. Однако получающиеся картины далеки от истинной структуры металлов. Делаются попытки моделирования, основанные на физических процессах замещения вакансий и изменениях плотности и упорядочения дислокаций [3,4]. Хотя такой подход более рационален, он, вместе с тем, далек от истинной структуры металлов. В этом подходе перестановки осуществляются на основе рассчитанной вероятности перехода от одного к другому энергетическому уровню. Но, как показал наш опыт расчетов, физические схемы не учитывают коллективные перестановки. Коллективные перестановки в настоящей работе исследовались частично (например, круговая перестановка на один пиксель всех точек, кроме средней по схеме рис.1). Это новое направление исследований.

Цель и задачи работы. В настоящей работе перестановки осуществляются на основе минимизации или максимизации функционалов, характеризующих скопления точек. Но и в этом подходе возможны самые разные решения. Можно было бы принять за основу функционалы пространства Соболева [2], в которых обобщенные производные вычисляются с помощью интегрирования по частям.

Существует достаточно много других подходов к конструированию обобщенных производных. Одному из таких подходов и посвящена данная работа. Он основан на гидродинамических аналогиях и аналогиях теории пластичности [6,7].

Результат исследования. В работе [8] было введено понятие вихря, дивергенции и вариации при числовой обработке фотографий. В этой работе для схемы расположения соседних с ij точкой вводится небольшое, но имеющее принципиальное значение для моделирования структуры, обобщенное понятие абсолютной величины вихря как полусуммы классического и направленного под углом 45^0 к нему абсолютных величин лапласианов (3). Аналогично вводится понятие обобщенного градиента (15). Хотя для обобщенного градиента не возникает таких принципиальных трудностей, какие имеют место при моделировании структуры с помощью вихрей.

$$\begin{array}{ccc}
c_{i+1j-1} & c_{i+1j} & c_{i+1j+1} \\
c_{ij-1} & c_{ij} & c_{ij+1} \\
c_{i-1j-1} & c_{i-1j} & c_{i-1j+1}
\end{array}$$

Рис.1. Схема расположения соседних с ij точкой (c_{ij} и т.д. с индексами – цвета пикселей).

В дальнейшем для сокращения записей цвета точек этой же схемы вводим обозначения

$$\begin{array}{ccc}
c_3 & c_4 & c_5 \\
c_2 & c_1 & c_6 \\
c_9 & c_8 & c_7
\end{array}$$

Рис.2. Схема расположения соседних с 1-й точкой.

Классическая абсолютная величина лапласиана (вихря)

$$|l_{1ij}| = \left| \frac{c_{ij-1} + c_{ij+1} + c_{i-1j} + c_{i+1j} - 4c_{ij}}{h^2} \right| \quad (1)$$

Абсолютная величина лапласиана, под углом 45° к классическому

$$|l_{2ij}| = \left| \frac{c_{i-1j-1} + c_{i-1j+1} + c_{i+1j-1} + c_{i+1j+1} - 4c_{ij}}{2h^2} \right| \quad (2)$$

В знаменателе множитель 2 потому, что расстояния между пикселями под углом 45° являются диагональю между пикселями классической разностной схемы.

Тогда обобщенная величина вихря выразится формулой

$$|l_{oij}| = \frac{2|l_{1ki}| + |l_{2ki}|}{4} \quad (3)$$

Естественно, во всех трех формулах величина h - шага между пикселями для удобства принимаем равной единице.

Аналогичный принцип применен при выводе формулы (15).

Для формулы абсолютной величины дивергенции применительно к схеме из 9 соседних пикселей наиболее приемлемой оказалась не какая-то отдельная из (4)-(11), а их среднее значение:

$$r_1 = |c_{ij-1} + c_{i-1j} - 2c_{ij}| \quad (4)$$

$$r_2 = |c_{ij} + c_{i-1j+1} - 2c_{ij+1}| \quad (5)$$

$$r_3 = |c_{i+1j-1} + c_{ij} - 2c_{i+1j}| \quad (6)$$

$$r_4 = |c_{i+1j} + c_{ij+1} - 2c_{i+1j+1}| \quad (7)$$

$$r_5 = |c_{ij-1} + c_{i-1j} - 2c_{i-1j-1}| \quad (8)$$

$$r_6 = |c_{ij} + c_{i-1j+1} - 2c_{i-1j}| \quad (9)$$

$$r_7 = |c_{i+1j-1} + c_{ij} - 2c_{ij-1}| \quad (10)$$

$$r_8 = |c_{i+1j} + c_{ij+1} - 2c_{ij}| \quad (11)$$

$$|d_{oij}| = \frac{r_1 + r_2 + r_3 + r_4 + r_5 + r_6 + r_7 + r_8}{8} \quad (12)$$

$$r_1 = \frac{\sqrt{(c_{ij-1} - c_{ij})^2 + (c_{i-1j} - c_{ij})^2 + (c_{ij+1} - c_{ij})^2 + (c_{i+1j} - c_{ij})^2}}{2} \quad (13)$$

$$r_2 = \frac{\sqrt{(c_{i-1j-1} - c_{ij})^2 + (c_{i-1j+1} - c_{ij})^2 + (c_{i+1j+1} - c_{ij})^2 + (c_{i+1j-1} - c_{ij})^2}}{2} \quad (14)$$

$$|v_{oij}| = \frac{2r_1 + r_2}{2} \quad (15)$$

С применением этих формул решалась следующая вариационная задача. При помощи только перестановок пикселей из заданного изображения получить такое возможно в случае, при котором суммарная величина (1) или (3) по всем пикселям достигнет экстремума. Алгоритм решения такой задачи довольно прост. Он состоит из большого числа итераций. На каждой итерации для каждых 9 пикселей, приведенных на схеме, производится 9 расчетов по формуле (3) (или 5 расчетов по формуле 1), в которых поочередно меняются пиксели со средней точкой.

Такая задача, несмотря на кажущуюся сложность математической постановки, довольно естественна. Не так просто, например, получить с помощью только бинарных цветов (черного и белого) любые оттенки серого цвета. В данной работе была сделана попытка преобразования среднего цвета, заданного случайным равномерно распределенным набором черных и белых пикселей, в однотонный цвет. Но с помощью предлагаемого метода это оказалось возможным только в отдельных случаях и то, если начальное поле белых и черных точек было каким-то образом упорядочено. Однако для случайно распределенных черных и белых точек в результате решения задачи получили изображения структур. Было это достигнуто с помощью минимизации (или максимизации) функционалов, к рассмотрению которых переходим.

$$F_1(\alpha) = \sum_{i=2}^{m-1} \sum_{j=2}^{n-1} [\alpha |l_{oij}| + (1-\alpha) |d_{oij}|] = \min, \max \quad (16)$$

$$F_2(\alpha) = \sum_{i=2}^{m-1} \sum_{j=2}^{n-1} [\alpha |v_{oij}| + (1-\alpha) |d_{oij}|] = \min, \max \quad (17)$$

В (16) и (17) m - число строк пикселей, n - число столбцов пикселей на изображении.

$|l_{oij}|$ вычисляется по формуле (3)

$|d_{oij}|$ вычисляется по формуле (12)

$|v_{oij}|$ вычисляется по формуле (15)

α - параметр функционала $0 \leq \alpha \leq 1$.

Для минимизации (или максимизации) (16) или (17) был использован метод локальной вариации. Он состоит в том, что оптимизация производится для каждых 9 пикселей, приведенных на схемах, путем расчета не полного функционала, а только фрагмента из 9 пикселей. То есть, только для одного какого-то слагаемого с индексом ij в указанных выше формулах. Но для одного слагаемого нужно так переставить пиксели на схеме рис. 1 или рис. 2, чтобы достигнуть минимума или максимума. Для сокращения записей обозначим через

$$F_{k1ij}(\alpha, c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, c_9) \quad (18)$$

значение одного слагаемого (16) или (17). Индекс k относится к типу функционала: $k = 1$ относится к (16), а $k = 2$ относится к (17). Следующий индекс 1 после k перед ij относится к номеру перестановки пикселей на схеме рис.2. Для написанного выражения (18) расчет соответствует схеме рис.2.

Выражение

$$F_{k2ij}(\alpha, c_2, c_1, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, c_9) \quad (19)$$

$$\begin{array}{ccc} c_3 & c_4 & c_5 \\ c_1 & c_2 & c_6 \\ c_9 & c_8 & c_7 \end{array}$$

Рис. 3. Схема перестановки точек.

$$F_{k3ij}(\alpha, c_3, c_2, c_1, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, c_9) \quad (20)$$

$$F_{k4ij}(\alpha, c_4, c_2, c_3, c_1, c_5, c_6, c_7, c_8, c_9) \quad (21)$$

$$F_{k5ij}(\alpha, c_5, c_2, c_3, c_4, c_1, c_6, c_7, c_8, c_9) \quad (22)$$

$$F_{k6ij}(\alpha, c_6, c_2, c_3, c_4, c_5, c_1, c_7, c_8, c_9) \quad (23)$$

$$F_{k7ij}(\alpha, c_7, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_1, c_8, c_9) \quad (24)$$

$$F_{k8ij}(\alpha, c_8, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_1, c_9) \quad (25)$$

$$F_{k9ij}(\alpha, c_9, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, c_1) \quad (26)$$

$$F_{k10ij}(\alpha, c_1, c_3, c_2, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, c_9) \quad (27)$$

$$F_{k11ij}(\alpha, c_1, c_9, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, c_2) \quad (28)$$

$$F_{k12ij}(\alpha, c_1, c_2, c_3, c_4, c_6, c_5, c_7, c_8, c_9) \quad (29)$$

$$F_{k13ij}(\alpha, c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_7, c_6, c_8, c_9) \quad (30)$$

$$F_{k14ij}(\alpha, c_1, c_2, c_4, c_3, c_5, c_6, c_7, c_8, c_9) \quad (31)$$

$$F_{k15ij}(\alpha, c_1, c_2, c_3, c_5, c_4, c_6, c_7, c_8, c_9) \quad (32)$$

$$F_{k16ij}(\alpha, c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_8, c_7, c_9) \quad (33)$$

$$F_{k17ij}(\alpha, c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_9, c_8) \quad (34)$$

Всех перестановок гораздо больше (9), но в данной работе рассматривали только (18) – (26). Выбирали ту, для которой значение (18) – (26) наименьшее (или наибольшее).

Учет граничных условий:

если $j = 2$, то перестановки (19), (20), (26), (27) и (28) не производятся;
 если $j = n - 1$, то перестановки (22), (23), (24), (29) и (30) не производятся;
 если $i = 2$, то перестановки (20), (21), (22), (31) и (32) не производятся;
 если $i = m - 1$, то перестановки (24), (25), (26), (33) и (34) не производятся.

То есть, граничные точки не переставляются.

Видим (рис.4), что классическая схема непригодна для черных и белых цветов. Это следовало ожидать заранее, если даже мысленно представить отдельно черную и белую полосы. Они должны быть такие, чтобы средний цвет был равен заданному. Тогда внутри каждой из полос лапласианы будут равны нулю, а все не равные нулю лапласианы будут на границе разделения этих полос. В данном случае из-за учета граничных условий получили более сложную, но ожидаемую картину.

Поэтому в дальнейшем (рис.5) речь будет идти о формуле (3). Хотя для 11 цветов, как в рассматриваемых высокохромистых чугунах [8], классическая схема (1) вполне применима. Это проверялось, но для сокращения в этой работе не приведено.

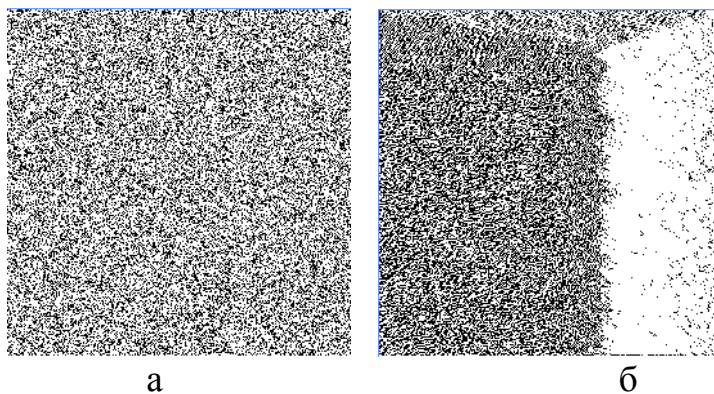


Рис. 4. Минимизация абсолютных величин вихрей (б) случайного набора черных и белых пикселей (а) по классической схеме (1) конечных разностей для лапласиана.

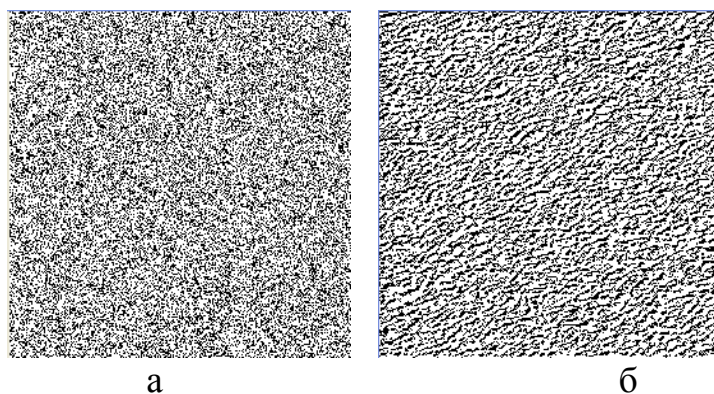


Рис. 5. Минимизация абсолютных величин вихрей (б) случайного набора черных и белых пикселей (а) по обобщенной формуле (3). Рисунок по функционалу (16) при $\alpha = 1$.

Видим, что формула (3) пригодна для черных и белых цветов.

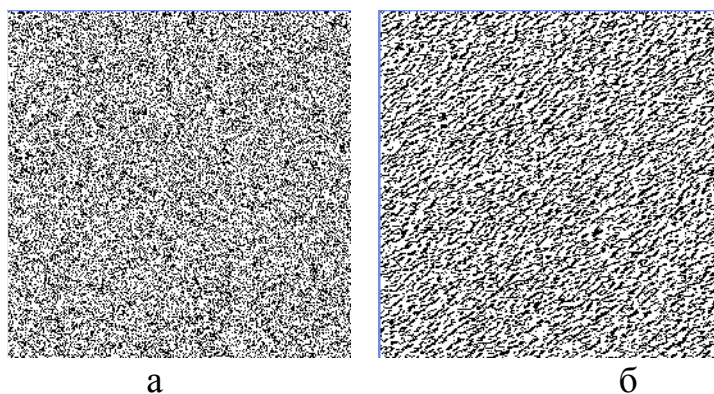


Рис. 6 Минимизация абсолютных величин вихрей (б) случайного набора черных и белых пикселей (а) по обобщенной формуле (3). Рисунок по функционалу (16) при $\alpha = 0,5$.

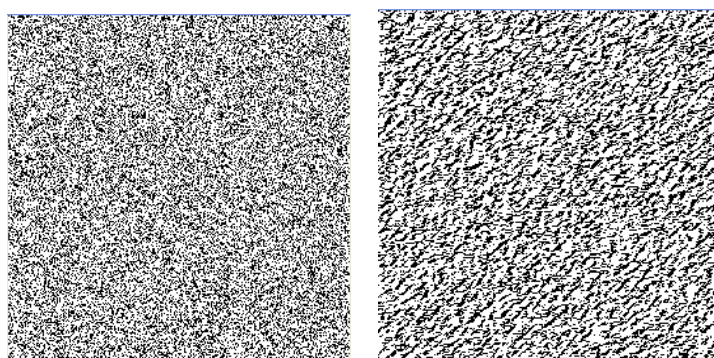


Рис. 7 Минимизация абсолютных величин вихрей (б) случайного набора черных и белых пикселей (а) по обобщенной формуле (3). Рисунок по функционалу (17) при $\alpha = 0,5$

Дальше идут аналогичные рисунки по новой схеме для фотографий матрицы высокохромистого чугуна: общий вид после ТО и в литом состоянии.

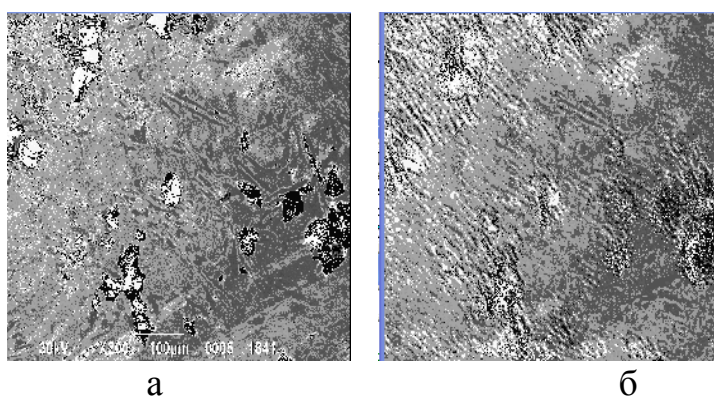


Рис. 8 Минимизация абсолютных величин вихрей (б) фотографии матрицы высокохромистого чугуна в литом состоянии (а) по обобщенной схеме конечных разностей (3).

Из приведенных данных видно, что термообработка увеличивает однородность структуры.

Далее следуют числовые значения, полученные при расчетах (табл.1).

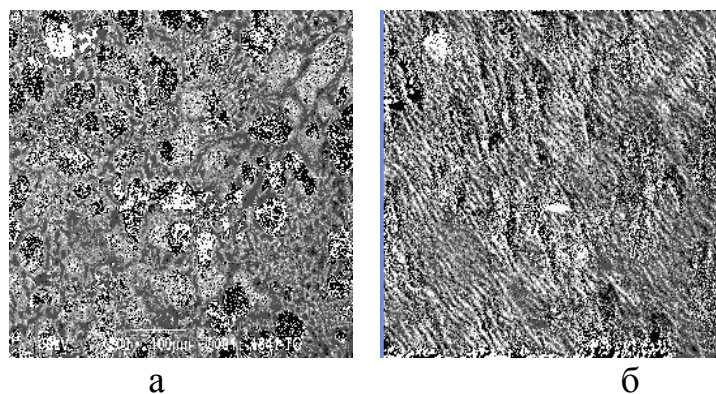


Рис. 9. Минимизация абсолютных величин вихрей (б) фотографии матрицы высокохромистого чугуна после ТО (а) и по обобщенной схеме (3).

Таблица 1

Значения завихренности (суммарной абсолютной величины вихрей или лапласианов) на исходном рисунке, после первой и 100-итераций

Структура	Завихренность на исходном рисунке	Завихренность после 1-й итерации	Завихренность после 100-й итерации
Случайная	97654464	74039401	38494019
После ТО	69069340	33599168	29900497
Литое состояние	40283810	22910362	21156082

Видно, что первая же итерация существенно уменьшает завихренность на исходном рисунке. Для более подробного изучения изменения зависимости по итерациям приводится табл. 2.

Таблица 2

Отношения завихренностей на исходном рисунке к завихренности после первой итерации, после 100-й итерации и отношение завихренности после первой итерации к завихренности после 100-й итерации

Структура	Отношение исходной завихренности к завихренности после первой итерации	Отношение исходной завихренности к завихренности после 100-й итерации	Отношение завихренности после 1-й итерации к завихренности после 100-й итерации
Случайная	1,319	2,537	1,923
После ТО	2,055	2,310	1,124
Литое состояние	1,758	1,904	1,083

Видно, что уже первая итерация существенно уменьшает завихренность на исходном рисунке. Для более подробного изучения изменения зависимости по итерациям приводится табл. 3.

Таблица 3

Отношения завихренностей на исходном рисунке к завихренности после первой итерации, после 100-й итерации и отношение завихренности после первой итерации к завихренности после 100-й итерации

Структура	Отношение исходной завихренности к завихренности после первой итерации	Отношение исходной завихренности к завихренности после 100-й итерации	Отношение завихренности после 1-й итерации к завихренности после 100-й итерации
Случайная	1,319	2,537	1,923
После ТО	2,055	2,310	1,124
Литое состояние	1,758	1,904	1,083

В табл.4,5 приводятся значения функционалов (16) и (17) в зависимости от величины параметра α .

Таблица 4

Значения первого функционала (16) на исходном рисунке, после первой и 20-итераций

Выпуклая комбинация $\alpha =$	Функционал на исходном рисунке	Функционал после 1-й итерации	Функционал после 20-й итерации
1	9765446426190	7406188315548	3947347339503
0,9	9439919381836	6646111270036	4122660428215
0,7	8788865293128	6292334331635	3936860321837
0,5	8137811204420	5957433857261	3836720480945
0,3	7486757115712	5547327419497	3896595005837
0,1	6835703027005	5156935048219	3806380145909
0	6510175982651	5091528236681	4236418753953

Таблица 5

Значения второго функционала (17) на исходном рисунке, после первой и 20-итераций

Выпуклая комбинация $\alpha =$	Функционал на исходном рисунке	Функционал после 1-й итерации	Функционал после 20-й итерации
1	3306334731931	2860103477528	1987041646124
0,9	3626718856985	2928790494698	1919261570543
0,7	4267487107149	3390346649657	2456823588634
0,5	4908255357290	3847743940345	2874753423931
0,3	5549023607435	4289819029621	3194933708346
0,1	6189791857602	4731894118933	3515113992782
0	6510175982651	5091528236681	4236418753953

Визуально видно, что моделированные структуры имели текстуру, но не лишним убедиться в этом и аналитически. Ранее был разработан алгоритм для определения направления структуры. Он представляет самостоятельный интерес. Также вызывает интерес, понятие направления потока. Оно в металловедении имеет аналог, называемый текстурой. Используя метод наименьших квадратов, получаем формулы определения направлений, которые отличаются от классической системы нормальных уравнений.

Задача ставится следующим образом. Необходимо найти коэффициенты уравнения прямой $y = a + bx$ исходя из координат x_i и y_i пикселей, для которых значение маркера меньше заданного числа. Чтобы найти a и b , находим

$$c = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \cdot \sum_{i=1}^n y_i - \sum_{i=1}^n x_i y_i \quad (35)$$

$$d = \sum_{i=1}^n x_i^2 - \frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2 \quad (36)$$

$$e = \sum_{i=1}^n y_i^2 - \frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n y_i \right)^2 \quad (37)$$

По этим значениям находим два взаимно ортогональных направления

$$b_1 = \frac{-(d - e) + \sqrt{(d - e)^2 + 4c^2}}{2c} \quad (38)$$

$$b_2 = \frac{-(d - e) - \sqrt{(d - e)^2 + 4c^2}}{2c}, \quad (39)$$

По ним находим

$$a_1 = \frac{\sum_{i=1}^n y_i - b_1 \sum_{i=1}^n x_i}{n} \quad (40)$$

$$a_2 = \frac{\sum_{i=1}^n y_i - b_2 \sum_{i=1}^n x_i}{n} \quad (41)$$

Таблица 6

Значения b_1, b_2, a_1, a_2 при минимизации функционалов (16) в зависимости от параметра α

$\alpha =$	b_1	b_2	a_1	a_2
1	335.002	-0.00002985	-95606.001	380.123
0.9	167.168	-0.00005982	-47333.211	382.525
0.7	167.168	-0.00005982	-47333.211	382.525
0.5	-2611.492	-0.00003829	745780.059	380.294
0.3	-189.175	-0.00005286	54483.325	378.471
0.1	603.499	-0.00001657	-171755.280	381.182
0	234.226	-0.00004269	-66028.941	382.258

Точка пересечения полученных взаимно перпендикулярных прямых находится в центре тяжести маркеров.

В качестве маркеров в этой работе было выбрано значение половины максимальной абсолютной величины вихря на рассчитываемом изображении.

Для исходной случайной структуры получено:

$$b_1 = 177884.146 \quad b_2 = -0.00000005621 \quad a_1 = -50810402.516 \quad a_2 = 380.331$$

Таблица 7

Значения b_1, b_2, a_1, a_2 при минимизации функционалов (17) в зависимости от параметра α

$\alpha =$	b_1	b_2	a_1	a_2
1	539.460	-0.00001854	-154052.021	380.423
0.9	169.590	-0.00005897	-48025.285	382.507
0.7	-660.782	-0.00001513	188661.118	380.195
0.5	603.499	-0.00001657	-171755.280	381.182
0.3	711.350	-0.00001406	-202527.716	381.129
0.1	711.350	-0.00001406	-202527.716	381.129
0	234.226	-0.00004269	-66028.941	382.258

Таблица 8

Значения b_1, b_2, a_1, a_2 при максимизации функционалов (16) в зависимости от параметра α

$\alpha =$	b_1	b_2	a_1	a_2
1	352.113	-0.00002839	-99834.457	380.649
0.9	-1934.181	0.00005170	550535.388	379.459
0.7	-1934.181	0.00005170	550535.388	379.459
0.5	540.962	-0.00001848	-153361.485	380.088
0.3	619.836	-0.00001613	-175857.200	380.031
0.1	619.836	-0.00001613	-175857.200	380.031
0	7881.124	-0.00001268	-2240207.17	379.766

Таблица 9

Значения b_1, b_2, a_1, a_2 при максимизации функционалов (17) в зависимости от параметра α

$\alpha =$	b_1	b_2	a_1	a_2
1	261.282	-0.00003827	-74007.754	379.905
0.9	162.787	-0.00006142	-45976.023	381.076
0.7	619.836	-0.00001613	-175857.200	380.031
0.5	619.836	-0.00001613	-175857.200	380.031
0.3	619.836	-0.00001613	-175857.200	380.031
0.1	619.836	-0.00001613	-175857.200	380.031
0	7881.124	-0.00001268	-2240207.17	379.766

Из сравнения b_1 и b_2 для случайной структуры с любым значением этих же параметров в табл.5 – табл.8 видно, что коэффициенты при b_1 и b_2 для случайной, еще не преобразованной структуры по абсолютной величине на порядок больше, чем для преобразованных. Это говорит о направлении (упорядочении) структуры после моделирования диффузии с помощью перестановок цветов пикселей. Если же сделать аналогичные расчеты по фрагментам, то отличия в направлениях между фрагментами случайной структуры и расчетными, будут намного большими. Это направление отдельной работы.

Была сделана еще одна серия расчетов на сравнение упорядоченности исходной случайной структуры и структур, полученных с помощью минимизации и максимизации функционалов (16) и (17) для различных значений параметра α .

Определение упорядоченности структуры было представлено в раннее выполненной работе. Обозначим через 0 черный цвет, а через 1 – белый. Упорядоченность структуры тогда выразится формулой

$$u = \sum_{i=2}^{m-1} \sum_{j=2}^{n-1} |p_{ij-1} + p_{i-1j} + p_{ij+1} + p_{i+1j} - p_{ij}|, \quad (42)$$

где все p с индексами равны или 0, или 1.

Результаты представлены в табл. 9.

Таблица 9

Сравнение упорядоченности исходной случайной структуры и структур, полученных с помощью минимизации и максимизации функционалов (16) и (17) для различных значений параметра α

$\alpha =$	Минимизация функционала (16)	Минимизация функционала (17)	Максимизация функционала (16)	Максимизация функционала (17)
1	381331	446568	729480	748788
0.9	444715	444718	725429	727465
0.7	444715	552851	725429	706619
0.5	465820	594865	707600	706619
0.3	553149	594821	706619	706619
0.1	594865	594821	706619	706619
0	884984	884984	703252	703252
Исходная случайная структура	775911	775911	775911	775911

Выводы. Мы видим, что при максимизации функционалов (16) и (17) все значения упорядоченности полученных структур меньше значения упорядоченности исходной структуры. При минимизации картина более сложная. Наименьшие значения упорядоченности получаются при $\alpha=1$ и они примерно в два раза меньше, чем для исходной структуры. Но при $\alpha=0$, что соответствует требованию только сохранения объема, степень упорядоченности полученных структур больше чем в исходной структуре.

Список литературы

1. Метод статистических испытаний (метод Монте-Карло). – М.: Физматгиз, 1962.
2. Ладыженская О.А. Краевые задачи математической физики / О.А. Ладыженская. – М.: Наука, 1973.
3. Трухан С.Н. Моделирование диффузии методом Монте-Карло / С.Н. Трухан. – <http://www.exponenta.ru/educat/systemat/truhan/truhan.asp>.
4. Никоненко В.А. Математическое моделирование технологических процессов: Моделирование в среде MathCAD. Практикум / Под ред. Г.Д. Кузнецова. – М.: МИСиС, 2001. – 48 с.
5. Криворучко А.А. Моделирование диффузии примесей в полупроводниках при неравновесных условиях / А.А. Криворучко // Физико-химические процессы в конденсированном состоянии и на межфазных границах «ФАГРАН-2006»: материалы III Всерос. конф., окт. 2006 г. – Воронеж, 2006. – Т.2. – С. 469-472.
6. Роуч П. Вычислительная гидродинамика / П. Роуч. – М.: Мир, 1980. – 616 с.
7. Васидзу К. Вариационные методы в теории упругости и пластичности / К. Васидзу. – М.: Мир, 1987. – 542 с.
8. Скобло Т.С. Обоснование применения понятий уравнений гидродинамики Навье-Стокса для анализа металлографических изображений / Т.С. Скобло, Е.Л. Белкин, О.Ю. Клочко // Сб. трудов конф. «Европейская наука XXI века», 07-15 мая 2011г., Польша.

Анотація

Методика моделювання структури металів за допомогою перестановки пікселів зображення

У роботі проведено моделювання структури металів за допомогою перестановки пікселів зображення й розроблені практичні рекомендації

Abstract

Methodology of design of structure of metals with a help transpositions of pixels of image

Are In-process conducted design of structure of metals by means of transposition of pixels of image and practical recommendations are worked out

ОСОБЕННОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТРЕНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ НАПЛАВЛЕННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Коломиец В.В., докт. техн. наук, **Тищенко Л.Н.,** докт. техн. наук,
Суглобова В.В., специалист, **Любичева К.М.,** преподаватель
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства им. П. Василенка)

Клименко С.А., докт. техн. наук,
(Институт сверхтвердых материалов НАН Украины, г. Киев)

Виджай Кумар канд. техн. наук,
(Технический университет г. Дели, Индия)

Приведены результаты исследования коэффициентов трения инструментов из твердых сплавов и сверхтвердых материалов при резании наплавленных материалов

Введение. При резании наплавленных материалов, имеющих неоднородное строение, трение стружки о переднюю, поверхность инструмента и обрабатываемой детали о его задние поверхности оказывают большое влияние на характер протекания всего процесса резания. Обработка наплавленных материалов, характеризующихся наличием большого количества разнообразных дефектов в наплавленном материале и зоне сплавления, особенно при наплавке порошковыми самозащитными проволоками, сопровождается интенсивным трением, имеющим свои специфические особенности и отличия от трения при резании сплошных однородных материалов.

Цель работы – выявление отличий изменения величины среднего коэффициента трения при резании ряда неоднородных наплавленных материалов от его изменения при резании сплошных однородных материалов.

Обзор литературы. Подробное описание зависимости характеристик трения твердых тел от наличия смазки приведено в работе Боудена Ф. и Тейбора Д. [1]. В работах Крагельского И.В. [2,3] рассмотрено влияние трения на износ трущихся поверхностей и приводятся коэффициенты трения для различных материалов в зависимости от смазки и других технологических сред. Детально описано влияние трения на силы резания и остаточные напряжения при резании различными инструментальными материалами однородных сплошных материалов при моделировании в работе Кравченко Б.А. [4].

В работах [5,6] приведено влияние смазки и технологической среды на коэффициенты трения сверхтвердых материалов с закаленными сталями и наплавленными материалами различного химического состава и строения. Однако в приведенных работах не рассмотрены особенности трения сверхтвердых материалов в сравнении с твердыми сплавами при резании ряда наплавленных материалов, резко отличающихся наличием разного рода дефектов.

Теоретические предпосылки особенностей трения при резании неоднородных

родных наплавленных материалов инструментами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора.

Проведенными опытами установлено, что из всех характеристик неоднородности наплавленных материалов, только величина макронеровностей при срезании их за один проход не будет оказывать большого влияния на величину среднего коэффициента трения. Все другие же внутренние характеристики неоднородности наплавленных материалов будут влиять на коэффициент трения, как на передней, так и на задних поверхностях инструмента.

Суммарная сила трения F_{mp} состоит из силы необходимой для среза контактных сварных адгезионных микроучастков F_{cp} , силы царапания твердыми микрочастицами менее твердых микрочастиц и участков $F_{ц}$, силы выламывания отдельных твердых микрочастиц $F_{в}$, сил дополнительной упругой и пластической деформации стружки $F_{уп}$ и $F_{пл}$ при контактировании твердых микрочастиц под действием силы нормального давления:

$$F_{mp} = F_{cp} + F_{ц} + F_{в} + F_{уп} + F_{пл}, H.$$

В зависимости от величины различных характеристик неоднородности наплавленного материала в зоне контакта будет наблюдаться преобладание той или иной составляющей силы трения, которые в основном и будут составлять величину общей силы трения.

Рассмотрим влияние геометрических параметров инструмента на силы действующие на резец в процессе образования стружки. Так как коэффициент трения определяется силами трения F и силами нормального давления N , то можно установить их зависимость от силы сдвига и геометрических параметров заточки инструмента.

Нормальная сила равна:

$$N = P_{\tau} \cos(\beta_1 + \gamma) + P_N \sin(\beta_1 - \gamma),$$

где: $P_N = F \cos(\beta_1 - \gamma) + N \sin(\beta_1 - \gamma)$.

Подставив P_N в уравнение нормальной силы, определим силу нормального давления стружки на резец:

$$N = \frac{P_{\tau}}{\cos(\beta_1 - \gamma)} + F \cdot \operatorname{tg}(\beta_1 - \gamma).$$

По величине сил сдвига и трения можно определить изменение нормальной силы в зависимости от изменения переднего угла γ и угла сдвига β_1 . Сила трения F может быть определена из условия:

$$R = \frac{F}{\sin(\omega + \gamma)} = \frac{P_{\tau}}{\cos(\omega + \beta_1)}, \quad \text{откуда} \quad F = \frac{P_{\tau} \sin(\omega + \gamma)}{\cos(\omega + \beta_1)}.$$

Нормальная сила N может быть выражена в зависимости от силы сдвига:

$$N = \frac{P_{\tau}}{\cos(\beta_1 - \gamma)} \left[1 + \frac{\sin(\omega + \gamma) \sin(\beta_1 - \gamma)}{\cos(\omega + \beta_1)} \right] \quad \text{или} \quad N = \frac{P_{\tau}}{\cos(\beta_1 - \gamma)} \left[\frac{1}{1 - \mu \operatorname{tg}(\beta_1 - \gamma)} \right].$$

Установлено, что для точного определения силы сдвига и силы трения при резании наплавленных материалов знание одних характеристик их свойств и технологических факторов процесса резания является недостаточно. Сила сдвига и сила трения зависят от характеристик неоднородности срезаемого слоя наплавленного материала, которые могут быть учтены на основе анализа каче-

ства наплавленного материала и учета метода и техники наплавки.

Наибольшее влияние на изменение и колебание силы сдвига оказывают такие характеристики неоднородности наплавленного материала как величина макронеровностей на поверхности наплавленного слоя, нестабильность твердости, химическая неоднородность и внутренние дефекты наплавленного материала в виде микропор и микротрещин.

Эти характеристики неоднородности наплавленного материала оказывают также влияние на изменение и силы трения, но в значительно меньшей степени, чем на силу сдвига.

Количественное изменение характеристик трения следует определять в зависимости от установленных экспериментально величин коэффициентов неоднородности для различных наплавленных материалов различными инструментальными материалами при разных операциях технологического процесса восстановления изношенных деталей.

Определение характеристик трения. На средний коэффициент трения контактирующих тел кроме материалов этих тел влияют скорость резания, удельные давления, шероховатость поверхностей, внутренние неоднородности и внешняя среда, в которой происходит трение.

Проведенными опытами установлено, что с увеличением скорости резания при точении наплавленных материалов резцами из твердого сплава средний коэффициент трения стружки о переднюю поверхность инструмента, сначала увеличивается до максимума, а затем снижается и с дальнейшим увеличением скорости резания изменяется мало. Такое экстремальное изменение среднего коэффициента внешнего трения получается от влияния нароста, который исчезает с увеличением температуры на контактных поверхностях. Нарост, изменяя действительный передний угол, изменяет нормальное давление на трущихся поверхностях. Средний коэффициент трения с уменьшением нормального давления увеличивается.

При увеличении скорости трения у пары сверхтвердый материал типа гексанит-Р и наплавленный материал типа Нп-30ХГСА величина среднего коэффициента трения только уменьшается, что указывает на то, что налипание микрочастиц наплавленного материала на инденторе из гексанита –Р, из-за его химической инертности к железосодержащим материалам отсутствует.

Величина коэффициентов трения в значительной степени зависит от удельного давления, с увеличением которого увеличивается температура в зоне контакта, которая и изменяет характер взаимодействия контактируемых материалов. Увеличение удельных давлений свыше давлений, при которых наблюдаются минимальные величины коэффициентов трения, вызывает возрастание молекулярной составляющей силы трения, что увеличивает средний коэффициент внешнего трения.

Поскольку площадь действительного контакта зависит от упругих и пластических свойств обрабатываемых материалов, то интенсивность изменения коэффициента трения от удельного давления и положение точки минимума зависит от модуля упругости и предела текучести этих материалов [2,3].

Проведенными опытами установлено, что с увеличением твердости

наплавленного материала минимум в зависимостях $\mu = f(q)$ смещается в сторону меньших удельных давлений.

При трении инденторов из твердого сплава Т15К6 и из гексанита-Р по наплавленному материалу типа высокопрочный чугун ПП-Нп-250Х10Б8С2Т при моделировании наблюдаются высокие значения коэффициентов трения, что можно объяснить наличием только упругих контактов в зоне трения и большими дефектами в наплавленном материале.

Для сравнения величин коэффициентов трения полученных при моделировании трения инденторов из твердого сплава Т15К6 и из сверхтвердого материала на основе нитрида бора гексанита-Р по различным наплавленным материалам их значения приведены в таблице.

Таблица

Опытные значения коэффициентов трения при моделировании

Марка наплавки	Твердость, HRC	Скорость трения, м/с	Удельное давление, МПа	Коэффициент трения	
				Т15К6	Гексанит-Р
Нп-Св08	НВ 180	1,5	500	0,43	-
Нп-У8А	НВ 212	1,3	600	0,37	-
Нп-30ХГСА	35	1,2; 2,3	700; 1600	0,35	0,18
Нп-12Х18Н9Т	38	1,0; 2,0	800; 1600	0,42	0,27
ПП-Нп-25Х5ФМС	38	1,0; 2,0	800; 1800	0,31	0,17
ПП-Нп-10Х14Т	52	0,8; 1,8	900; 2000	0,28	0,15
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	56	0,6; 1,5	1000; 2100	0,27	0,13
ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	58	1,3	1800	-	0,43

Примечание: сначала указаны скорости трения и удельного давления для инденторов из твердого сплава Т15К6, а затем – для гексанита-Р.

Из приведенных в таблице данных видно, что величины коэффициентов трения твердого сплава с рядом наплавленных материалов почти в два раза больше, чем у сверхтвердого материала гексанита –Р.

Выводы. Меньшие значения коэффициентов трения у гексанита-Р в паре с любой маркой наплавленного материала обуславливают их повышенную работоспособность при восстановлении изношенных деталей машин. Кроме того, они гарантируют высокое качество обработанной поверхности.

Список литературы

1. Боуден Ф. П. Трение и смазка твердых тел / Ф.П. Боуден, Д. Тейбор. – М.: Машиностроение, 1968. – 542 с.
2. Крагельский И. В. Трение и износ / И.В. Крагельский. – М.: Машиностроение, 1968. – 480 с.
3. Крагельский И.В. Коэффициенты трения. Справочное пособие, изд. 2-е пе-

рераб. и допол. / И.В. Крагельский, И.Э. Виноградова – М.: Машгиз, 1962. – 220 с.

4. Кравченко Б.А. Силы, остаточные напряжения и трение при резании металлов / Б.А. Кравченко. – Куйбышев: Куйбышевское кн. изд-во, 1962. – 179 с.
5. Коломиец В.В. Влияние смазки на коэффициент трения Эльбора-Р с закаленными сталями / В.В. Коломиец, П.В. Тимофеев // Сб. Синтетические алмазы. – Киев. – 1977. – №3. – С. 27-31.
6. Коломиец В.В. Коэффициенты трения гексанита-Р с наплавленными поверхностями / В.В. Коломиец, В.И. Сорбат, В.Н. Малышев, В.В. Голик, В.М. Мозок, Ф.Л. Демура // Сб. Алмазы и сверхтвердые материалы. – М., 1979, №10. – С. 9-10.

Анотація

Особенности зміни характеристик тертя при різанні наплавлених матеріалів

Приведені результати дослідження коефіцієнтів тертя інструментів із твердих сплавів і надтвердих матеріалів при різанні наплавлених матеріалів

Abstract

The special features of changing of characteristics of friction at cutting of built-up materials

The results of research of coefficient of friction of instruments which are made of hard alloys and super – hard materials at cutting of built–up materials are brought

ХОЛОДНАЯ ЗАТЯЖКА КРУПНОГО РЕЗЬБОВОГО КРЕПЕЖА РАБОЧИХ КОЛЕС ОСЕВЫХ ГИДРОТУРБИН – АЛЬТЕРНАТИВА ТЕПЛОЙ ЗАТЯЖКЕ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ НАГРЕВАТЕЛЯ ГТИ-334

**Гапонов В.С., докт. тех. наук, Музыкин Ю.Д., канд. техн. наук,
Столбовой А.С., канд. техн. наук**
(Национальный технический университет “ХПИ”)

Показана возможность использования холодной затяжки крупного резьбового крепежа взамен тепловой затяжки применительно к рабочим колесам осевых гидротурбин

Введение. Крупные резьбовые соединения для рабочих колес осевых гидротурбин устанавливаются со строго контролируемой предварительной затяжкой, обеспечивающей существенное повышение несущей способности ответственных узлов [1,2]. Напряжения предварительной затяжки устанавливаются из условия плотности стыка для обеспечения прочности соединений при переменных нагрузках. Предварительная затяжка, определяющая упругое взаимодействие частей соединения, должна обеспечивать надёжность работы резьбового крепежа при произвольном характере изменения внешних нагрузок. Структура напряженного состояния от предварительной затяжки предполагает перераспределение силовых потоков в соединении.

Анализ методов затяжки крепежа рабочих колес гидравлических турбин. Технологически возможны два способа получения предварительной затяжки: тепловая и холодная. Тепловая затяжка крупного крепежа гидротурбин при очевидных достоинствах, главным из которых является отсутствие силового воздействия на крепёж в момент затяжки, имеет существенные недостатки, ограничивающие область её использования.

Недостатками тепловой затяжки являются:

- необходимость использования крепежа специальной конструкции, а также специальных нагревателей ГТИ-334;
- обеспечение на сборочном участке повышенных требований к пожаробезопасности и санитарным условиям;
- принятие необходимых мер регламентирующих скорость нагрева и охлаждения резьбового соединения, а также обеспечение стандартных методов контроля температурных и линейных параметров.

Выполнение всех этих требований в условиях действующей ГЭС является проблематичным, а часто, просто невозможным. Поэтому, в таких случаях, целесообразно применение холодной затяжки, которая связана с вращением гайки постоянным моментом и с использованием вибрационных и гидравлических устройств. Наиболее распространенные методы контроля силы затяжки при холодном способе основаны на замерах:

- а) удлинения болта (шпильки),

- б) угла поворота гайки,
- в) крутящего момента при затяжке гайки.

Более точно сила затяжки контролируется по удлинению болта, которая определяется по разности величины базы измерения до и после затяжки Δl :

$$\Delta_s = \frac{\Delta l}{\lambda_b},$$

где λ_b – коэффициент податливости стержня болта.

Для коротких и средних болтов ($l < 6d$), у которых удлинение не превышает 20-60 мкм, во избежание значительных погрешностей измерения, следует учитывать деформацию болта в пределах резьбы путем добавления к расчетной длине 1/3 высоты гайки, а для коротких шпилек добавляют деформацию стержня шпильки в пределах длины свинчивания.

При контроле силы затяжки по углу поворота гайки определяют фиксированный угол, при котором обеспечивается необходимое контактное напряжение в стыке

$$\varphi^\circ = 360 \frac{Q}{S} \sum_{i=1}^n \lambda_i,$$

где $\sum_{i=1}^n \lambda_i$ – суммарная податливость болта и стягиваемых деталей; n – число деталей в соединении; S – шаг резьбы; Q – сила, действующая на винт.

Метод затяжки по углу поворота прост, не связан с силами трения и не зависит от индивидуальных особенностей резьбового соединения, однако, сложность вычисления податливости стягиваемых деталей, определения начального угла φ° , при котором полностью выбираются зазоры в соединении, делает этот метод малоэффективным. Точность обеспечения заданного усилия затяжки при контроле по углу поворота гайки не более $\pm 22\%$.

Наиболее прост для практики, а поэтому и широко распространен контроль силы затяжки, основанный на замере момента затяжки с помощью тарированных ключей: динамометрических и предельных. Применение тарированных ключей основано на связи крутящего момента на ключе и усилия затяжки. Момент, приложенный к гайке, уравнивается моментами от сил трения в резьбе и на торце гайки, определение которых строится в предположении равномерного нагружения в сопряженных поверхностях. В действительности, контактные напряжения зависят от многих конструктивных и эксплуатационных факторов, учет которых представляет сложную техническую задачу. Коэффициенты трения зависят от удельного давления, наличия и вида покрытия, шероховатости поверхности, смазки, повторяемости сборки, скорости завинчивания, жесткости соединения и ряда других факторов. Связь между моментом и силой затяжки не остается постоянной. Анализ экспериментальных данных показывает, что эта зависимость не является устойчивой и обеспечивает точность получения усилия затяжки не более $\pm 30\%$.

Лучшие по сравнению с контролем по моменту на ключе результаты могут быть получены при затяжке резьбовых соединений комбинированным мето-

дом. При этом первоначальная затяжка до «нулевого» положения проводится тарированным инструментом, дальнейшая затяжка контролируется по углу поворота. При указанном методе исключается произвольность отсчета нулевого положения угла поворота, а усилие затяжки не зависит от трения.

Однако при затяжке ответственных соединений желательно перейти на метод непосредственного контроля удлинения или усилия. Перед затяжкой на расчетную величину целесообразно произвести осадку соединения силой, превышающей расчетную. Силовая осадка вызывает пластическую деформацию металла на участках точечного контакта и увеличивает релаксационную стойкость соединения. Силу осадки выбирают так, чтобы создать напряжение, равное 0,6-0,8 предела текучести материала болтов.

Гайки закручивают в несколько приемов в определенной последовательности. Соединение выдерживают под затяжкой не менее 2-3 часов, после чего гайки отпускают и закручивают снова на расчетную величину. Наиболее эффективным способом затяжки является применение гидравлических ключей. Один из способов применения гидравлического ключа, а также характер перераспределения силовых потоков в месте установки резьбового крепежа показан на рис. 1.

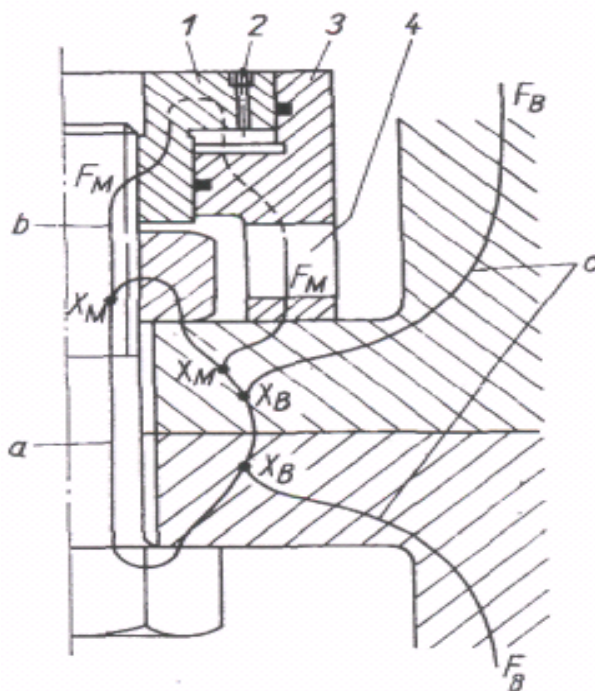


Рис. 1. Затяжка с использованием гидравлической гайки: 1 – гайка гидросистемы; 2 – подвод давления из гидросистемы; 3 – корпус гидросистемы; 4 – монтажное окно.

На рис.1 показано начало силового потока X_B и X_M от силы предварительной затяжки F_B и силы затяжки F_M ; a, b, c - соответственно силовые потоки от предварительной затяжки, монтажного натяга и внешней силы.

Выводы. 1. Гидравлический ключ обеспечивает удлинение болта под действием осевой силы, величина которой регулируется гидроцилиндром при из-

менении давления на входе.

2. Простота такого технического решения обеспечивает высокую точность предварительной затяжки при возможности варьирования типоразмеров соединений в широком диапазоне и безопасную работу для обслуживающего персонала. Контроль удлинения болтов осуществляется традиционным мерительным инструментом.

3. В условиях действующей ГЭС метод затяжки болтовых соединений рабочих колес осевых гидротурбин с использованием гидравлической гайки следует признать безальтернативным, поскольку при надлежащем мониторинге состояния контролируемых параметров может быть обеспечена надежная работоспособность резьбовых соединений.

Список литературы

1. Биргер И.А. Резьбовые соединения / И.А. Биргер, Г.Б. Йосилевич. – М.: Машиностроение, 1973. – 256 с.
2. Орлов П.И. Основы конструирования / П.И. Орлов.– Кн.2. – М.: Машиностроение, 1988. – 544 с.

Анотація

Холодне затягування великого різьбового кріплення робочих коліс осьових гідротурбін – альтернатива тепловому затягуванню з використанням нагрівача ГТІ - 334

Показано можливість використання холодного затягування великого різьбового кріплення замість теплового затягування стосовно до робочих коліс осьових гідротурбін

Abstract

Cold inhaling of large carving fixture of driving wheels of axial water-wheels – alternative to a thermal inhaling with use of heater “ГТИ – 334”

Possibility of use of a cold inhaling of large carving fixture instead of a thermal inhaling with reference to driving wheels of axial water-wheels is shown

РАСЧЕТ ДАВЛЕНИЯ В СМАЗОЧНОМ СЛОЕ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО УПОРНОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ

Столбовой А.С. канд. техн. наук, Музыкин Ю.Д., канд. техн. наук
(Национальный технический университет "ХПИ")

Свиргун О.А., канд. техн. наук
(Харьковский национальный технический университет
сельского хозяйства им. П. Василенко)

Рассматривается методика расчета гидродинамического давления в высокоскоростном упорном подшипнике скольжения с учетом инерции смазочного слоя

Введение. Основу гидродинамической теории смазки подшипников скольжения составляют три закона: сохранения импульса, массы и энергии. В соответствии с классической постановкой задачи для жидкостного режима трения наиболее важной является динамическая сторона явлений, происходящих в смазочном слое. Расчеты гидродинамических подшипников, применяемые в инженерном деле, основываются на уравнениях Рейнольдса для установившегося движения несжимаемой жидкости при постоянной вязкости, определенной при средней температуре смазочного слоя. Применение этих уравнений для упорных подшипников обосновано [1, 2] при малых числах Рейнольдса

$$\text{Re} = \frac{\omega \cdot h_{\min}^2}{\nu} \ll 1,$$

где ω (c^{-1}) - угловая скорость пяты, h_{\min} (мм) - минимальная толщина смазочного слоя, ν ($мм^2/c$) - кинематическая вязкость смазки.

В подшипниках современных машин, например, газовых турбин, центробежных насосов, турбокомпрессоров для наддува двигателей внутреннего сгорания и других числа Рейнольдса достигают значений 0,2 – 0,3 и более. Для расчета таких опор необходимо использовать более полные уравнения движения, в которых, кроме сил давления и трения, учитываются силы инерции масляного слоя. Исследования, выполненные рядом авторов [3, 4], показали, что инерция смазывающего слоя может способствовать как снижению, так и повышению давления в смазочном слое в зависимости от типа опор и формы масляного клина. Современные ЭВМ позволяют быстро и достаточно точно оценивать влияние форм и геометрических факторов работоспособность опор.

Методика расчета. Исходные уравнения движения для упорного подшипника, схема которого показана на рис. 1, имеют вид классических уравнений Рейнольдса с постоянными граничными условиями:

$$\mu \frac{\partial^2 u_0}{\partial z^2} - \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial P_0}{\partial \vartheta} = 0;$$

$$\begin{aligned}\mu \frac{\partial^2 v_0}{\partial z^2} - \frac{\partial P_0}{\partial r} &= 0; \\ \frac{\partial P_0}{\partial z} &= 0; \\ \frac{\partial u_0}{\partial \vartheta} + \frac{\partial}{\partial r}(v_0 r) + r \frac{\partial w_0}{\partial z} &= 0.\end{aligned}$$

В этих уравнениях: P_0 - гидродинамическое давление в смазочном слое, μ и γ - динамическая вязкость и плотность смазывающей жидкости, u_0, v_0, w_0 - скорости частицы смазки в направлении координат ϑ, r, z .

Граничные условия: $u_0 = v_0 = w_0 = 0$ при $z = 0$, $u_0 = -\omega r$, $v_0 = w_0 = 0$ при $z = h$. Давление на границах по контуру опорной поверхности ($\vartheta = 0$, $\vartheta = \theta$, $r = r_1$, $r = r_2$) можно принять равным давлению в системе $P_0 = P_c$.

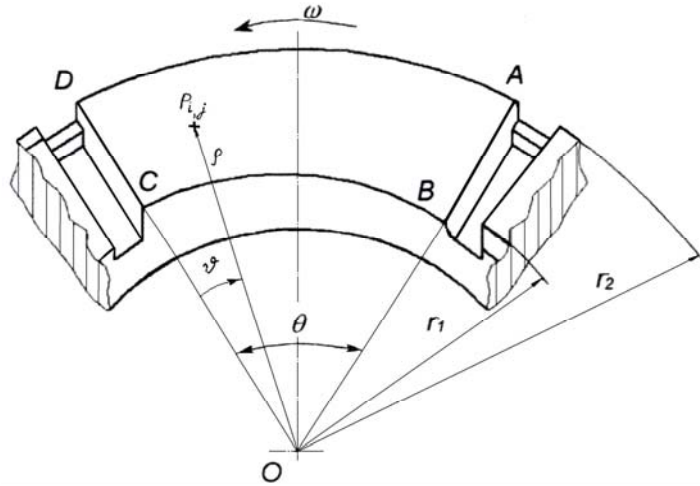


Рис. 1. Схема опорной поверхности подпятника.

Система уравнений для учета инерции смазочного слоя получается при разложении искомых функций скоростей и давлений в ряд по степеням чисел Рейнольдса и отбрасывании составляющих второй и более степеней малости:

$$\begin{aligned}\mu \frac{\partial^2 u_1}{\partial z^2} - \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial P_1}{\partial \vartheta} &= \frac{\gamma}{Re} \left(\frac{u_0}{r} \cdot \frac{\partial u_0}{\partial \vartheta} + v_0 \frac{\partial u_0}{\partial r} + w_0 \frac{\partial u_0}{\partial z} + \frac{u_0 v_0}{r} \right); \\ \mu \frac{\partial^2 v_1}{\partial z^2} - \frac{\partial P_1}{\partial r} &= \frac{\gamma}{Re} \left(\frac{u_0}{r} \cdot \frac{\partial v_0}{\partial \vartheta} + v_0 \frac{\partial v_0}{\partial r} + w_0 \frac{\partial v_0}{\partial z} - \frac{u_0^2}{r} \right); \\ \frac{\partial P_1}{\partial z} &= 0; \\ \frac{\partial u_1}{\partial \vartheta} + \frac{\partial}{\partial r}(v_1 r) + r \frac{\partial w_1}{\partial z} &= 0.\end{aligned}$$

Граничные условия: $u_1 = v_1 = w_1 = 0$ при $z = 0$, $z = h$, $P_1 = 0$ при $\vartheta = 0$, $\vartheta = \theta$, $r = r_1$, $r = r_2$,

Подставляя значения скоростей в уравнения неразрывности (последние уравнения приведенных систем) и произведя интегрирование по z в пределах из-

менения толщины смазочного слоя от 0 до h , получим два уравнения для расчета полей давлений ($k=0$ и $k=1$), которые в безразмерной постановке имеют вид

$$\frac{\partial}{\partial \varphi} \left(\xi^3 \frac{\partial p_i}{\partial \varphi} \right) + D^2 \frac{\partial}{\partial \rho} \left(\xi^3 \frac{\partial p_i}{\partial \rho} \right) = N_k,$$

где $N_0 = e^{2s\rho} \cdot \frac{\partial \xi}{\partial \varphi}$, $N_1 = \frac{\partial}{\partial \varphi} \sum_{n=1}^{n=4} T_n + \frac{\partial}{\partial \rho} \sum_{n=5}^{n=8} T_n$.

Безразмерные значения толщин смазочного слоя ξ , угловой и радиальной координат φ , ρ и давления p_i определены согласно зависимостям:

$$\xi = \frac{h}{h_{min}}, \quad \varphi = \frac{\vartheta}{\theta}, \quad e^{s\rho} = \frac{r}{r_1}, \quad s = \lg \left(1 + \frac{r_2 - r_1}{r_1} \right), \quad D = \frac{\theta}{s}, \quad p_i = P_i \cdot \frac{-h_{min}^2}{6\mu\omega r_1^2 \theta},$$

где e - основание натуральных логарифмов.

Слагаемые T_n правой части составляющей N_1 , учитывающие влияние инерционных членов, определяются функциональными зависимостями толщин масляной пленки, давлений и их первых и вторых производных в направлениях координат φ и ρ после расчета поля давления p_0 .

Решение приведенных дифференциальных уравнений эллиптического типа, отличающихся правыми частями N_k , с постоянными граничными условиями можно осуществлять последовательно с помощью метода конечных разностей. Для этого, область изменения аргументов φ и ρ разбивается двумя семействами параллельных прямых с шагом H , а давление в каждой точке рассматриваемого поля с координатами i и j представляется в виде зависимости

$$p_{i,j}^{(\psi)} = \frac{D^2 \xi_{i,j-0,5}^3 p_{i,j-1}^{(\psi)} + \xi_{i-0,5,j}^3 p_{i-1,j}^{(\psi)} + \xi_{i+0,5,j}^3 p_{i+1,j}^{(\psi-1)} + D^2 \xi_{i,j+0,5}^3 p_{i,j+1}^{(\psi-1)} - N_{i,j} H^2}{D^2 \xi_{i,j-0,5}^3 + \xi_{i-0,5,j}^3 + \xi_{i+0,5,j}^3 + D^2 \xi_{i,j+0,5}^3},$$

где $(\psi - 1)$ и (ψ) – номера двух последовательных итераций.

Итерационный процесс проводится для всех внутренних узлов рассматриваемой области, а давления на границах остаются неизменными.

Окончание счета определяется условием

$$\varepsilon = \frac{\sum_{i=0}^{i=1} \sum_{j=0}^{j=1} p_{i,j}^{(\psi)} - \sum_{i=0}^{i=1} \sum_{j=0}^{j=1} p_{i,j}^{(\psi-1)}}{\sum_{i=0}^{i=1} \sum_{j=0}^{j=1} p_{i,j}^{(\psi)}} \leq E.$$

Выбор шага сетки H и условия окончания счета E определяется требованиями точности расчетов.

Выводы. 1. Предложенная методика расчета гидродинамического давления позволяет рассчитывать его в упорных подшипниках с различными формами рабочих поверхностей, определяемых параметром ξ в каждом из узлов с координатами φ и ρ .

2. Исследования показали, что необходимость учета инерции смазки свя-

зана с условиями работы, формой и размерами рабочих поверхностей.

3. При уклонах в окружном и радиальном направлениях необходимость учета инерции смазочного слоя появляется при $Re > 0,1$.

Список литературы

1. Воскресенский В.А. Расчет и проектирование опор скольжения (жидкая смазка). Справочник / В.А. Воскресенский, В.И. Дьяков. – М.: Машиностроение, 1980. – 224 с.
2. Коровчинский М.В. Теоретические основы работы подшипников скольжения / М.В. Коровчинский. – М.: Машгиз, 1959. – 403 с.
3. Иванова Н.Г. Влияние инерции смазки на характеристики подшипников скольжения. Сб. “Развитие гидродинамической теории смазки подшипников быстроходных машин” / Н.Г. Иванова. – М.: Изд-во АН СССР, 1962.
4. Kettleborough C.F. Turbulent and Inertia Flow in Slider Bearings “ASLE Transactions”. – 1965, v.8, № 3.

Анотація

Розрахунок тиску в мастильному шарі високошвидкісного гідродинамічного упорного підшипника ковзання

Розглядається методика розрахунку гідродинамічного тиску у високошвидкісному упорному підшипнику ковзання з урахуванням інерції мастильного шару

Abstract

Pressure calculation in a lubricant layer of the high – speed hydrodynamic persistent of sliding

The method of calculation of hydrodynamic pressure in the high-speed persistent bearing of sliding taking into account inertia of a lubricant layer is considered

НАНЕСЕНИЕ УПРОЧНЯЮЩИХ РИФЛЕНИЙ НА ПЛОСКИЕ ЭЛЕМЕНТЫ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ, КАК ФАКТОР СНИЖЕНИЯ МЕТАЛЛОЁМКОСТИ ПРОДУКЦИИ

Тришевский О.И. докт. техн. наук, профессор,
Гончаренко Е.А., инженер, **Бондаренко С.Н.**, студент
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства им. П. Василенко, ХНТУСХ)

Рассмотрены возможности повышения прочностных свойств гнутых профилей проката за счёт эффективного, не требующего дополнительных капитальных вложений способа – валковой формовки упрочняющих рифлений на плоских элементах профилей. Приведены результаты исследований деформационного упрочнения листовых заготовок из углеродистых и конструкционных сталей толщиной от 2 до 4 мм

Введение. Снижение металлоемкости машин и оборудования является одной из важнейших задач повышения эффективности общественного производства. Одним из высокоэкономичных, прогрессивных видов металлопродукции, наиболее широко применяющихся в различных отраслях машиностроения и обеспечивающих сокращение металлоёмкости выпускаемой техники при сохранении необходимых прочностных свойств, уменьшение трудоёмкости и себестоимости, повышение производительности сборки, улучшения внешнего вида и повышение эффективности эксплуатации готовых изделий, являются гнутые профили проката (рис.1) [1]. На имеющихся в Украине профилегибочных агрегатах могут быть изготовлены гнутые профили толщиной до 8 мм включительно при ширине исходной заготовки до 2000 мм. В дальнейшем намечается разработка новых профилегибочных агрегатов, что позволит значительно расширить диапазон сортамента гнутых профилей, изготавливаемых из листовой стали.

Известно, что процесс изготовления гнутых профилей, осуществляемый за счёт деформации изгиба холодной полосовой заготовки в валках, сопровождается наклёпом металла на участках деформации, т.е. металл упрочняется и его прочностные характеристики увеличиваются [2].

Правильный учет этого повышения механической прочности профилей дает возможность дополнительно облегчить вес некоторых деталей и металлических конструкций. Однако, эффект наклёпа наблюдается только на участках изгиба профиля, где произошла деформация и не распространяется на плоские, недеформированные элементы профиля. Таким образом, существует определённый резерв повышения эффективности ряда гнутых профилей за счёт нанесения на их плоские участки дополнительных технологических рифлений, повышающих жёсткость, несущую способность профилей и позволяющих создавать равнопрочные, но менее металлоёмкие конструкции с их использованием.

Цель работы – рассмотрение возможности расширения сортамента выпускаемых гнутых профилей проката, и повышение его экономичности за счёт нанесения упрочняющих рифлений на плоские элементы профилей.

Задачи. Исследование реального повышения прочностных характеристик металла листовой заготовки из углеродистых и конструкционных марок сталей толщиной до 4 мм при нанесении на неё упрочняющих рифлений высотой 1,4-1,6 мм.

Результат исследования. Прочностные характеристики гнутых профилей могут быть повышены за счет добавления легирующих элементов в процессе выплавки стали, термической обработки металлопродукции или ее деформационного упрочнения в холодном состоянии (наклепа). Способ деформационного упрочнения в отличие от дрессировки или термоупрочнения не требует допол-

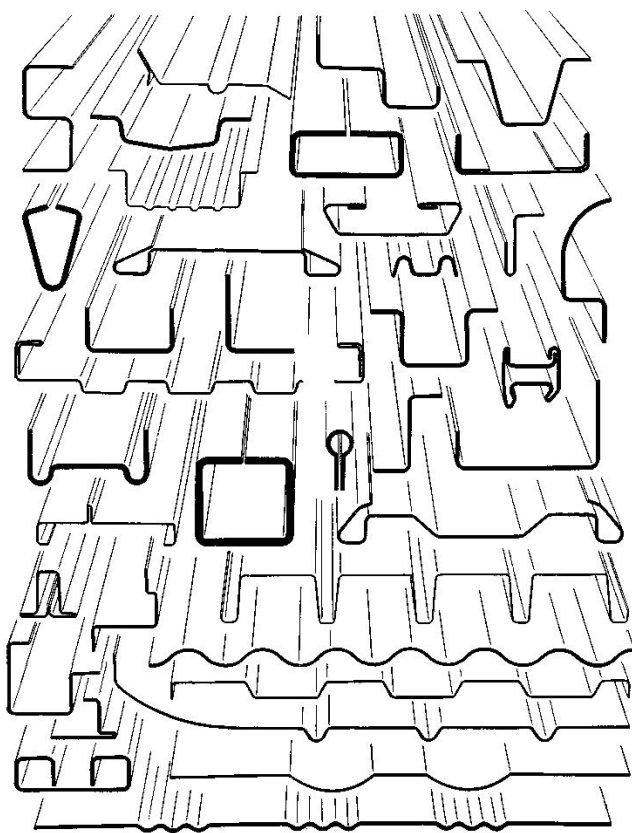


Рис.1. Гнутые профили проката, полученные методом профилирования на профилегибочных агрегатах.

нительных капитальных вложений на изготовление и установку специального оборудования и может быть реализован в клетях обычных профилегибочных станов путем нанесения рифлений на заготовку толщиной 0.5...4 мм. При этом формирование рифлений различной высоты вызывает различную степень деформаций, а, следовательно, и различную степень упрочнения пластически деформируемых участков заготовки.

При производстве гнутых профилей в результате холодной пластической деформации в местах изгиба происходит упрочнение металла, степень которого зависит от механических свойств исходной заготовки, способа формовки, угла подгибки и радиуса изгиба.

С целью изучения процесса деформационного упрочнения были проведены исследования по до-

полнительному повышению механических свойств гнутых профилей и их равномерному распределению по сечению профиля. В качестве способа деформационного упрочнения приняли формовку продольных рифлений за счет местной вытяжки металла заготовки на участках, не подвергающихся упрочнению при профилировании (рис. 2).

Этот способ наиболее технологичен, так как не требует сложной валковой арматуры и при изготовлении гнутых профилей из тонколистовой стали и может быть осуществлен как в рабочих клетях профилегибочных агрегатов, установленных на промышленных предприятиях Украины, так и на небольших

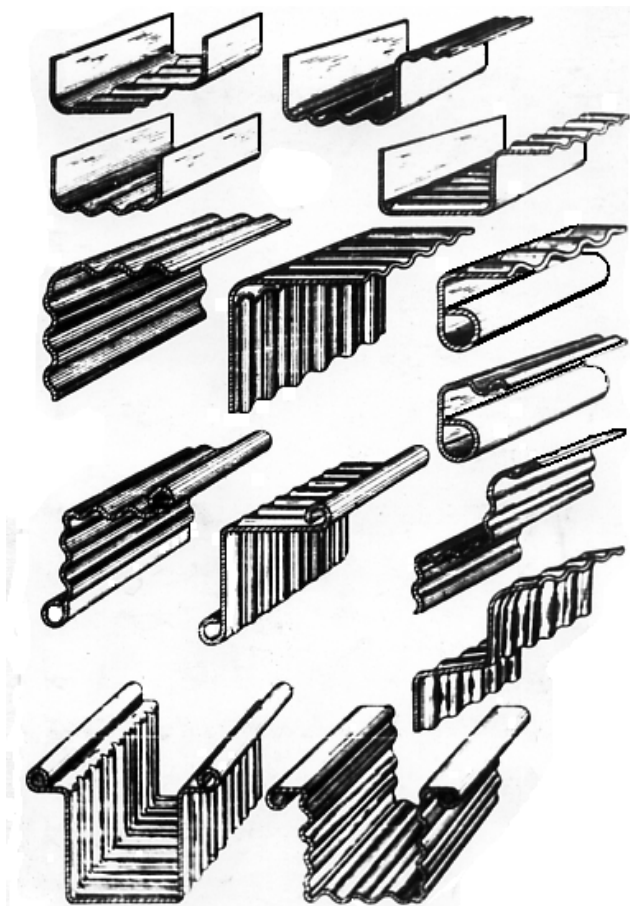


Рис.2. Примерный сортамент гнутых профилей с нанесёнными на плоские участки упрочняющими рифлениями.

1,4...1,6 мм рост их прекращается. Максимальное повышение предела текучести для исследованных сталей и толщин полос колеблется в пределах 60...80%, а временного сопротивления 20...40%. Увеличение высоты рифлений сопровождается значительным уменьшением пластичности. Так, относительное удлинение (δ_5 , составляющее 33...35 % для исходной заготовки, уменьшается до 8,5...9,5 % на готовых профилях, т.е. в 3,5...4 раза. Однако несмотря на это испытания на изгиб показали высокую технологичность гнутых профилей с нанесёнными для деформационного упрочнения рифлениями. Полосы с рифлениями даже максимальной высоты (до 1,6 мм) выдержали изгиб на 180° (до соприкосновения сторон) без признаков разрывов и трещин.

На основе исследований установлено, что процесс формовки рифлений не влияет на собственно процесс профилирования, поэтому режимы профилирования следует выбирать, руководствуясь известными рекомендациями при расчете калибровок валков. Установлено также, что форма рифлений, шаг между ними и радиус закругления существенно не влияют на изменение величины момента сопротивления профиля в целом. Поскольку на геометрические параметры сечения в основном влияет высота рифлений, то при выборе их размеров следует задавать максимально возможную по условиям формообразования (формовка за счёт местной вытяжки металла) высоту рифлений, а остальные геометрические параметры рифления выбирать конструктивно. Зная высоту и

профилегибочных станах частных фирм и предприятий, занимающихся производством гнутых профилей проката. При этом особое значение приобретает выбор рациональной формы и размеров рифлений, позволяющих максимально повысить прочностные характеристики готовой продукции, а также получить максимально возможное число рифлений в одной клетке стана с учетом энергосиловых параметров процесса формовки.

Исследования проводили на листовых заготовках толщиной 2...3,9 мм из углеродистых и конструкционных сталей (08кп, Ст3кп и Ст3Гпс). Следует отметить, что характер изменения прочностных и пластических свойств одинаков для всех исследованных сталей и толщин полос. Предел текучести и временное сопротивление с повышением высоты рифлений монотонно возрастают и при высоте рифлений

другие заданные размеры рифлений, можно определить усилие, необходимое для формовки нужного числа рифлений по следующей зависимости:

$$P = \frac{\sigma_m \times S \times l \times n}{l_1} h + \frac{3 \sigma_m \times S^2 \times n \sqrt{2R_b}}{4 l} \sqrt{h}$$

где σ_m – предел текучести, Н/мм²; S – толщина формуемой заготовки, мм; l_1 – длина очага деформации в продольном направлении, мм; l – длина очага деформации в поперечном направлении, мм; h – высота рифлений, мм; n – число одновременно формуемых рифлений; R_b – максимальный радиус формирующего вала, мм.

После сравнения полученного значения усилия с допустимым для клетки стана данного типа принимается решение о количестве клеток, необходимых для формовки нужного числа рифлений. Оптимальная высота рифлений, обеспечивающая максимальное упрочнение, составляет 1,4...1,6 мм. Минимальная высота должна быть не менее 0,6...0,9 мм, так как ей соответствует минимальное значение момента сопротивления сечения при изгибе, и допустимая нагрузка остается практически такой же, как и для гладких полос. Пример гнутого швеллера с упрочняющими рифлениями на плоских элементах и обычного гнутого профиля приведен на рис. 3.

На основе исследований был разработан технологический процесс производства корытного профиля 80x60x32x2,5 мм, швеллера 120x60x2,5 мм и зетового профиля 120x60x2,5 мм из предварительно упрочненной рифлениями заготовки. Исследования показали, что эти профили по своим прочностным и геометрическим характеристикам равнопрочны профилям, изготовленным с применением неупрочнённого корытного профиля 80x60x32x3 мм.

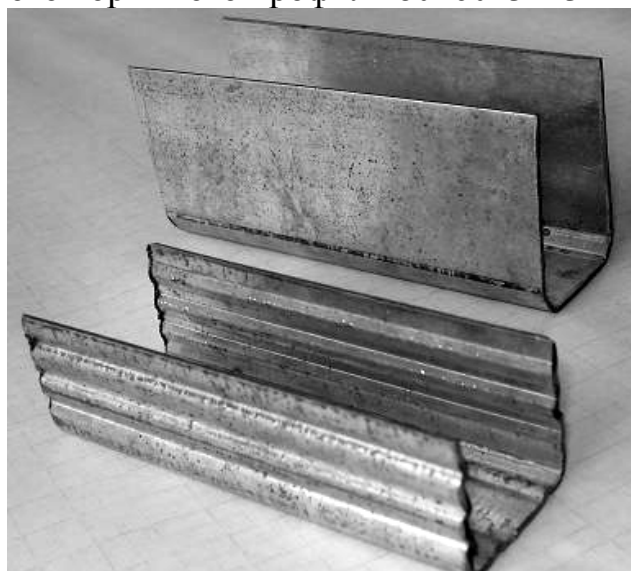


Рис. 3. Гнутый швеллер с упрочнёнными рифлениями плоскими участками и швеллер, изготовленный по традиционной технологии.

В промышленном строительстве упрочненные профили применяются и могут быть применены в качестве прогонов для легких кровель, элементов лестниц конструктивных элементах каркасов для сухой штукатурки помещений

и в других металлоконструкциях. По данным ряда проектных институтов применение гнутых профилей, упрочнённых рифлениями позволяет повысить несущую способность металлоконструкций на 20%.

Таким образом, проведенные исследования подтвердили повышение прочностных характеристик листовой заготовки толщиной до 4 мм из конструкционных и углеродистых марок сталей по временному сопротивлению до 40% и по пределу текучести до 80% за счёт деформационного упрочнения при на несении на них мелких рифлений высотой до 1,6 мм. Предлагаемая технология нанесения таких рифлений на плоскую заготовку за счёт местной вытяжки металла не изменяет саму технологию профилирования и позволяет получать более экономичные гнутые профили, обеспечивающие повышение несущие способности металлоконструкций, созданных с их применением.

Список литературы

1. Тришевский И.С. Производство гнутых профилей (Оборудование и технология) / И.С. Тришевский и др. – М.: Металлургия, 1982. – 384 с.
2. Тришевский О.И. Способы усиления тонкостенных конструкций и области применения профилей высокой жёсткости. Сталь / О.И. Тришевский, Ю.А. Плеснецов, А.Б. Юрченко. – 1981. – №3. – С. 56-57.

Анотація

Нанесення зміцнюючих рифлень на плоскі елементи гнутих профілів, як чинник зниження металоемності продукції

Розглянуті можливості підвищення прочностних властивостей гнутих профілів прокату за рахунок ефективного, не вимагаючого додаткових капітальних вкладень способу – валкової формування зміцнюючих рифлень на плоских елементах профілів. Приведені результати досліджень деформаційного зміцнення листових заготовок з вуглецевих і конструкційних сталей товщиною від 2 до 4 мм

Abstract

Causing of consolidating rifleniy on flat elements of the bent types, as factor of decline of metalloemkosti of products

The possibilities of improving the strength properties of cold-formed profiles of rolled through the efficient, requiring no additional capital investment method - roll forming corrugations in the flat reinforcing element max profiles. The results of studies of strain hardening of sheet billets of carbon and structural steel thickness from 2 to 4 mm.

СВОБОДНООБКАТНОЕ РЕЗАНИЕ НАРУЖНОЙ СФЕРИЧЕСКОЙ ПОВЕРХНОСТИ

**Краснощек Ю.С., канд. техн. наук, доцент, Новобранова М.В., студент,
Рябоштан С.А., студент, Винокуров Е.А., студент**
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства имени Петра Василенко)

Анализ кинематики свободнообкатного резания показал, что на отдельных участках дуги контакта режца и заготовки скорость резания может принимать положительное и отрицательное значения. При положительном значении скорости резания происходит съём материала, при отрицательном – выглаживание

На современном этапе производства продукции машиностроения стоит важнейшая задача изготовления деталей с высокими эксплуатационными свойствами. Наиболее ответственные детали имеют, как правило, жесткие требования по параметрам точности, качества поверхностного слоя и при этом себестоимость их обработки должна быть высокой. Вышеперечисленные факторы приобретают первостепенное значение на этапах чистовой и финишной обработки. Следует учитывать также, что в настоящее время выпускается широкая номенклатура деталей с различными труднодоступными для механической обработки сложнопрофильными поверхностями, например, зубчатые венцы внутреннего и наружного зацепления в упор, цилиндры эпициклического, эллиптического и других профилей. Применение традиционных видов окончательной обработки таких поверхностей малоэффективно из-за технических трудностей, поэтому был осуществлен поиск новых прогрессивных процессов резания.

Среди методов обработки весьма перспективным является метод обкатки, при котором профиль обработанной поверхности детали получается в виде огибающей ряда последовательных положений режущей кромки инструмента. Как известно, этот метод имеет ряд преимуществ по сравнению с другими методами – высокая производительность вследствие непрерывных движений обкатки и деления, универсальность (одним типоразмером инструментального профиля можно обрабатывать различные сопряженные профили), высокая точность и низкая шероховатость обработанной поверхности.

Одним из высокоэффективных способов финишной обработки деталей является процесс свободнообкатного резания [1,2,3], применение которого дает возможность качественной обработки различных труднодоступных сложнопрофильных поверхностей. При вышеупомянутой обработке происходит вращение вокруг своей оси режущей кромки инструментов, имеющих круговую форму. Это приводит к уменьшению скорости относительного скольжения в контактных зонах инструмента с обрабатываемым материалом, замене скольжения на качение режущей части инструмента и обработанной поверхности,

что обеспечивает значительное повышение стойкости инструмента. В работе представлен анализ кинематики свободнообкатного резания при обработке наружной сферической поверхности.

Рассмотрим схему свободнообкатного резания для случая, когда центр симметрии режущей кромки 3 – точка O_1 не лежит на оси вращения заготовки (рис.1), а смещен в сторону инструмента (вниз) на величину B . Смещение в противоположную сторону геометрическими построениями не допускается.

Инструмент 2 имеет возможность свободного вращения в своих опорах и выполнен в виде чашечного резца с круговой режущей кромкой 3, сопряженной по законам обката с профилем обработанной поверхности 4. При этом обработанная поверхность охватывается режущей кромкой резца. Ось вращения инструмента устанавливается под углом ν к оси вращения заготовки 1 в одной с ней плоскости. Заготовке сообщают принудительное вращательное движение круговой подачи $D_{s\text{кр}}$, обычно, против часовой стрелки.

Следует отметить некоторые технологические особенности обработки наружной сферы рассматриваемым методом. Высота шарового слоя обработанной сферы H задается чертежом детали в соответствии с ее функциональным назначением. Диаметр режущей кромки инструмента D_u должен быть всегда меньше диаметра обрабатываемой сферы D_o и его значение выбирают в пределах

$$D_u = (0,85 \div 0,95) D_o. \quad (1)$$

Диаметр обработанной сферы зависит от конечного положения инструмента относительно обрабатываемой сферы (параметра B), теоретическое значение которого можно определить по формуле: $(D_o = \sqrt{\frac{D_u^2}{4} + \frac{B^2}{4}})$. Припуск при этом рекомендуется принимать в пределах $0,3 \div 0,5$ мм.

Для исследования кинематических параметров рассмотрим вектор окружной скорости произвольной точки контакта m , принадлежащей режущей кромке 3, и вектор окружной скорости той же точки контакта, принадлежащей поверхности резания 4 (рис.1), и решим известную в теоретической механике задачу [4] о вращении системы двух твердых тел, какими являются резец и заготовка, вокруг неподвижных пересекающихся осей их вращения. Для отчета введем декартову систему координат XYZ , начало отсчета совместим с точкой O , расположенной в месте пересечения осей вращения заготовки и инструмента, ось OY направим по оси вращения заготовки в сторону противоположную поверхности резания, ось OZ – вертикально вверх, а ось OX – перпендикулярно первым двум так, чтобы орты i, j, k координатных осей OX, OY, OZ образовывали правую тройку.

Первоначально рассмотрим кинематические параметры перемещения произвольной точки контакта m (рис.1) на поверхности резания 4, принадлежащей твердому телу – заготовке 1, равномерно вращающейся вокруг своей неподвижной оси с угловой скоростью $|\overline{W}_3|$. Окружное положение точки m определяется угловой координатой ψ_m , отсчитанной от её крайнего верхнего положения m_o (на режущей кромке) в сторону вращения инструмента до текущего по-

ложения радиуса инструмента $O_1 m = 0,5 D_u$. Радиус-вектор \bar{r} проведем из начала отсчета точки O в рассматриваемую точку m . В результате вращения заготовки вокруг своей оси точка m имеет окружную скорость, вектор которой \bar{V}_{zm} направлен по касательной к траектории этой точки.

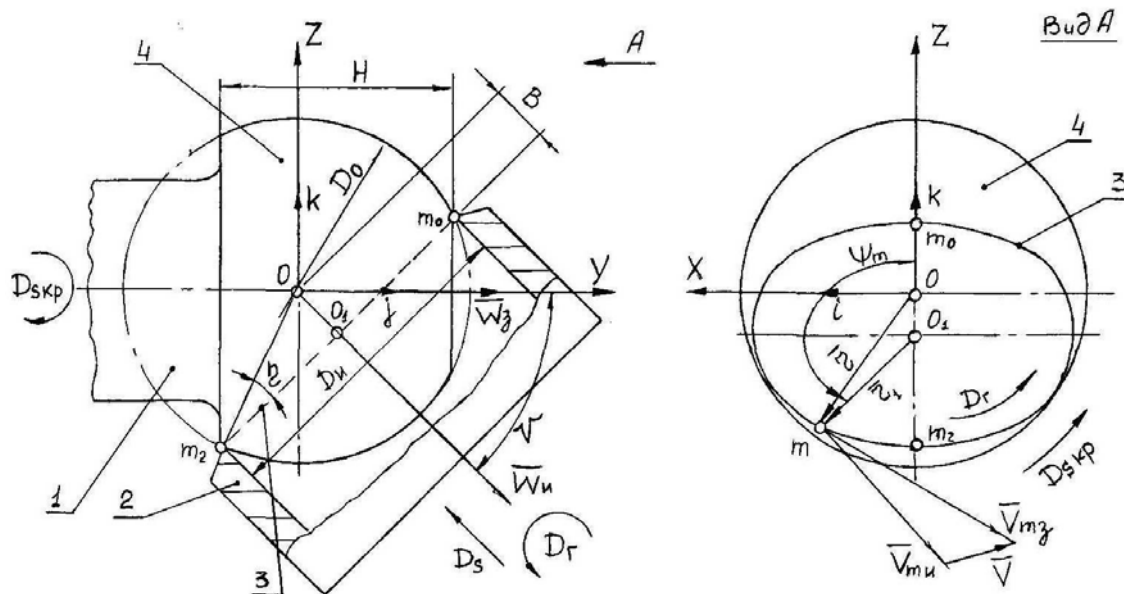


Рис.1. Кинематика свободнообкатного резания.

Желая соединить с понятием угловой скорости представление о направлении оси, вокруг которой происходит вращение заготовки, введем вектор угловой скорости \bar{W}_3 . Его модуль определяется как производная от угловой координаты ψ_m по времени τ , а направление необходимо связать с осью вращения заготовки – единственным неизменным направлением во вращающемся теле. При этом также необходимо указать в какую сторону по оси вращения направлен вектор \bar{W}_3 . Общепринято [4] направлять этот вектор, по оси вращения твердого тела так, чтобы наблюдатель, смотрящий с конца вектора, видел вращение заготовки в положительном направлении, т.е. против часовой стрелки при правой системе координат XYZ .

Рассматривая угловую скорость как вектор, откладываемый по оси вращения заготовки, можно определить вектор окружной скорости \bar{V}_{zm} произвольной точки контакта m , принадлежащей вращающейся поверхности резания. Он рассчитывается как векторное произведение вектора угловой скорости на радиус-вектор этой точки относительно любой точки на оси вращения [4], в том числе и точки O – начала отсчета

$$\bar{V}_{zm} = \bar{W}_3 \times \bar{r}. \quad (2)$$

Векторное произведение (2) можно записать через определитель вида:

$$\bar{V}_{uz} = \begin{vmatrix} i & j & k \\ W_{3x} & W_{3y} & W_{3z} \\ X & Y & Z \end{vmatrix} = i(W_{3y} \cdot Z - W_{3z} \cdot Y) + j(W_{3z} \cdot X - W_{3x} \cdot Z) + (W_{3x} \cdot Y - W_{3y} \cdot X), \quad (3)$$

где W_{3x} , W_{3y} , W_{3z} – проекции вектора угловой скорости соответственно на оси

координат OX, OY, OZ ; а X, Y, Z – координаты конца радиуса-вектора \bar{r} на те же оси (на рис. 1 не показаны).

Таким образом, в уравнении (3) сомножители при ортах i, j, k являются проекциями вектора окружной скорости \bar{V}_{zm} [4] произвольной точки контакта m поверхности резания на координатные оси OX, OY, OZ

$$V_{zmx} = W_{zy} \cdot Z - W_{zz} \cdot Y, \quad (4)$$

$$V_{zmy} = W_{zz} \cdot X - W_{zx} \cdot Z, \quad (5)$$

$$V_{z mz} = W_{zx} \cdot Y - W_{zy} \cdot X. \quad (6)$$

Проекция вектора угловой скорости \bar{W}_3 (рис. 1) на координатные оси можно записать в виде

$$W_{3x} = 0, W_{3y} = |\bar{W}_3|, W_{3z} = 0, \quad (7)$$

а координаты конца радиуса-вектора \bar{r} на те же оси выразим через текущее значение радиуса инструмента O_1m – в виде

$$\left. \begin{aligned} X &= 0,5D_u \cdot \sin\psi_m \cdot \frac{1}{\cos\eta} = 0,5D_o \cdot \sin\psi_m, \\ Y &= 0,5D_u \cdot \cos\psi_m \cdot \sin\nu \cdot \frac{1}{\cos\eta} = 0,5D_o \cdot \cos\psi_m \cdot \sin\nu, \\ Z &= 0,5D_u \cdot \cos\psi_m \cdot \frac{1}{\cos\eta} = 0,5D_o \cdot \cos\psi_m \cdot \cos\nu, \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

где $\eta = const$ – угол при основании конуса, образованного круговым перемещением радиуса-вектора \bar{r} , опирающегося на режущую кромку, а $\cos\eta = \frac{D_u}{D_o}$.

Подставляя значения (7) и (8) в (4)...(6), получим выражения для проекций вектора окружной скорости точки контакта m на координатные оси:

$$V_{zmx} = |\bar{W}_3| \cdot 0,5D_o \cdot \cos\psi_m \cdot \cos\nu, \quad (9)$$

$$V_{zmy} = 0, \quad (10)$$

$$V_{z mz} = -|\bar{W}_3| \cdot 0,5D_o \cdot \sin\psi_m. \quad (11)$$

Теперь рассмотрим скорость той же точки контакта m , но принадлежащей режущей кромке 3 . В результате вращения инструмента точка m имеет окружную скорость, вектор которой \bar{V}_{um} направлен по касательной к траектории этой точки в процессе ее кругового перемещения вокруг оси инструмента с угловой скоростью $|\bar{W}_u|$. Вектор этой скорости W_u аналогично совместим с осью вращения инструмента и ориентируем его в положительном направлении.

Окружное положение точки контакта m определяется той же угловой координатой ψ_{mp} , а радиус-вектор \bar{r}_1 , проведем из точки O_1 в рассматриваемую точку m_1 , при этом

$$|\bar{r}_1| = O_1m = 0,5 \cdot D_u. \quad (12)$$

Вектор окружной скорости \bar{V}_{um} произвольной точки контакта m вращаю-

щейся режущей кромки инструмента можно определить аналогично (2), как векторное произведение вектора угловой скорости на радиус-вектор этой точки относительно любой точки на оси вращения инструмента, в т.ч. и точки O_1

$$\bar{V}_{um} = \bar{W}_u \times \bar{r}_1. \quad (13)$$

Проекции вектора угловой скорости W_u (рис. 1) на координатные оси можно записать в виде:

$$W_{ux} = 0, \quad W_{uy} = |\bar{W}_u| \cdot \cos \nu, \quad W_{uz} = -|\bar{W}_u| \cdot \sin \nu, \quad (14)$$

а координаты конца радиуса-вектора \bar{r}_1 на те же координатные оси в виде:

$$\begin{aligned} X_1 = X = 0,5D_u \cdot \sin \psi_m, \quad Y_1 = 0,5D_u \cdot \cos \psi_m \cdot \sin \nu + B \cdot \cos \nu, \\ Z_1 = 0,5D_u \cdot \cos \psi_m \cdot \cos \nu + B \cdot \sin \nu. \end{aligned} \quad (15)$$

Проекции вектора окружной скорости режущей кромки \bar{V}_{um} произвольной точки контакта m на координатные оси запишем аналогично (4)–(6) в виде:

$$V_{umx} = W_{uy} \cdot Z_1 - W_{uz} \cdot Y_1, \quad (16)$$

$$V_{umy} = W_{uz} \cdot X_1 - W_{ux} \cdot Z_1, \quad (17)$$

$$V_{umz} = W_{ux} \cdot Y_1 - W_{uy} \cdot X_1. \quad (18)$$

Подставляя в (16)–(18) значения (14) и (15) получим выражения для проекций вектора окружной скорости режущей кромки в рассматриваемой точке контакта m :

$$V_{umx} = |\bar{W}_u| \cdot 0,5D_u \cdot \cos \psi_m, \quad (19)$$

$$V_{umy} = -|\bar{W}_u| \cdot 0,5D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu, \quad (20)$$

$$V_{umz} = -|\bar{W}_u| \cdot 0,5D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \cos \nu. \quad (21)$$

К произвольной точке контакта m приложены одновременно два вектора скоростей \bar{V}_{mz} и \bar{V}_{mu} , следовательно, здесь имеет место проскальзывание режущей кромки 3 относительно поверхности резания 4 (рис. 1, вид А), вектор скорости которого \bar{V} можно определить, как геометрическую разность исходных векторов

$$\bar{V} = \bar{V}_{zm} - \bar{V}_{um}. \quad (22)$$

Зная проекции векторов \bar{V}_{zm} (9)–(11) на координатные оси X,Y,Z и \bar{V}_{um} на те же оси, а также, учитывая тот факт, что они приложены в одной и той же точке m , запишем геометрическую разность (22) в виде проекций вектора скорости проскальзывания

$$V_x = 0,5 \cdot \cos \psi_m \left(|\bar{W}_3| \cdot D_o \cdot \cos \nu - |\bar{W}_u| \cdot D_u \right), \quad (23)$$

$$V_y = |\bar{W}_u| \cdot 0,5D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu, \quad (24)$$

$$V_z = 0,5 \cdot \sin \psi_m \left(|\bar{W}_u| \cdot D_u \cdot \cos \nu - |\bar{W}_3| \cdot D_o \right). \quad (25)$$

Проанализируем составляющую скорости проскальзывания V_x (23), которая расположена в плоскости режущей кромки (8) и является «стационарным проскальзыванием» по определению работы [5]. Скорость «стационарного проскальзывания» – сложная функция $V_x = f\left(|\bar{W}_3|; |\bar{W}_u|; D_o; D_u; \nu \right)$, где величина $|\bar{W}_3|$ – задана частотой вращения шпинделя станка, параметры $D_u; D_o$ и ν – заданы

геометрическими условиями схемы резания, а угловую скорость инструмента $|\overline{W}_u| = f(|\overline{W}_3|; D_o; D_u; \nu)$ необходимо определить аналитически. Для этого рассмотрим интегральное значение скорости «стационарного проскальзывания» (23) за один полный оборот инструмента $0 < \psi_m < 2\pi$. При этом учитываем начальные условия моделирования (динамику процесса резания не учитываем, а сцепление режущей кромки с поверхностью резания считаем идеальным)

$$\sum V_x = 0,5 \left(|\overline{W}_3| \cdot D_o \cdot \cos \nu - |\overline{W}_u| \cdot D_u \right) \int_0^{2\pi} \cos \psi_m \cdot d\psi_m = 0. \quad (26)$$

Из уравнения (26) получим выражение для искомой угловой скорости

$$|\overline{W}_u| = |\overline{W}_3| \cdot \frac{D_o}{D_u} \cdot \cos \nu. \quad (27)$$

Кроме того, сама по себе скорость «стационарного проскальзывания» V_x (23) не может являться составной частью скорости свободнообкатного резания ввиду ее расположения в плоскости режущей кромки 3 (рис. 1), а также в силу того, что любой процесс резания с отходом стружки может осуществляться только при условии направленности вектора скорости резания на режущую кромку или переднюю поверхность резца. Поэтому точки контакта m_o и m_2 (рис. 1) стараются по возможности выводить из зоны резания, т.к. в этом месте наблюдается максимальное «стационарное проскальзывание», а собственно резание с отходом стружки отсутствует [5].

Скорость свободнообкатного резания трактуется [3, 5] как скорость проскальзывания режущей кромки относительно поверхности резания в произвольной точке контакта m , зная составляющие (24), (25) и учитывая (27) определим ее абсолютное значение в виде:

$$V = \sqrt{V_y^2 + V_z^2} = |\overline{W}_3| \cdot 0,5 D_o \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu. \quad (28)$$

В последней формуле модуль угловой скорости заготовки выразим через ее частоту вращения n_3

$$|\overline{W}_3| = 2\pi \cdot n_3, \quad (29)$$

тогда искомая скорость свободнообкатного резания в окончательном традиционном виде, с учетом (29), а также перевода значений диаметра из миллиметров в метры, примет вид:

$$V = \frac{\pi D_o \cdot n_3}{1000} \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu. \quad (30)$$

С изменением угловой координаты ψ_m точки контакта m в пределах $0 < \psi_m < \pi$ величина скорости свободнообкатного резания (30) принимает положительное значение $V > 0$, а ее вектор имеет направленность на режущую кромку инструмента. Именно в этой зоне происходит свободнообкатное резание с отходом стружки. При изменении угла в пределах $\pi < \psi_m < 2\pi$ величина скорости резания (30) принимает отрицательное значение $V < 0$, а ее вектор имеет направленность в сторону от режущей кромки. В этой зоне происходит

свободнообкатное выглаживание уже обработанной поверхности режущей кромкой инструмента без отхода стружки. Кроме того, при значениях угла $\psi_m = 0$; $\psi_m = \pi$ в точках m_0 и m_2 (рис. 1) резание отсутствует, т.к. скорость резания (30) равна нулю. Поэтому эти характерные точки стараются, по возможности, выводить из зоны обработки. Практическая область использования рассмотренной схемы резания по углу пересечения осей составляет $0 < \nu < 60^\circ$ [5]. Более подробный аналитический анализ кинематически аналогичной схемы резания представлен в работе [5], который справедлив и для рассматриваемого случая.

Моделирование процесса свободнообкатного резания при обработке наружной сферической поверхности можно проводить также как и при обработке внутренней цилиндрической и сферической поверхностей [3]. При этом останавливаем заготовку 1 (рис. 2), для чего рецу 2, имеющего режущую кромку 3, сообщаем вращательное движение вокруг оси заготовки с угловой скоростью равной по величине угловой скорости заготовки и направленной в противоположную сторону [4].

Применяя теорему о сложении вращений двух твердых тел вокруг пересекающихся осей, находим вектор абсолютной угловой скорости системы W как геометрическую сумму векторов $-\overline{W}_3$ и \overline{W}_u , который в неподвижном пространстве и во вращающемся теле опишет в них условные линейчатые поверхности. Поверхность, связанная с заготовкой и образованная движением мгновенной оси в неподвижном пространстве, будет неподвижным аксоидом, имеющим форму наружного кругового конуса.

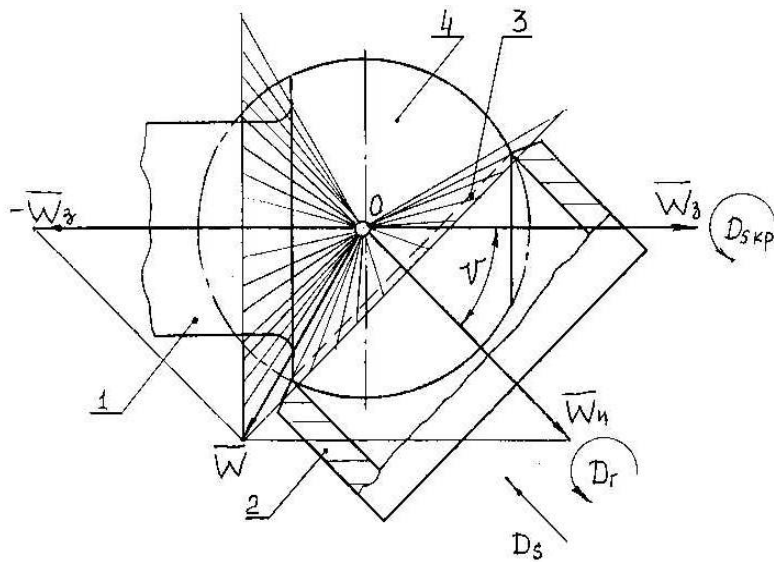


Рис. 2. Схема обкатки свободнообкатного резания.

Поверхность, которая связана с вращающимся инструментом и образована движением мгновенной оси в подвижном пространстве, будет подвижным аксоидом, имеющим форму также наружного конуса. Таким образом, обработанная наружная сферическая поверхность формообразуется методом обката.

Анализ схемы свободнообкатного резания показал, что полученные зависимости достаточно полно отражают кинематические и некоторые физические

особенности процесса резания. Данный метод обработки является перспективным и дальнейшее исследование отдельных аспектов его является актуальным.

Список литературы:

1. Патент RU 2311991С2, Российская федерация. Добровольский А.В., Дмитриев С.И. Способ высокоточной обработки сферической поверхности. – № 2004137691/02; Заявл. 23.12.2004; Оpubл. 10.12.2007, Бюл. № 34.
2. Добровольский А.В. Скорость резания при профилировании поверхностей свободнообкатным резцом. – Известия ВУЗОВ № 12 / А.В. Добровольский и др. – М.: Машиностроение. – 1988. – С.111-117.
3. Добровольский А.В. Обоснование кинематической модели свободнообкатного резания / Л.Г. Лойцянский, А.И. Лурье // Резание и инструмент в технологических системах. Международный научно-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2008. Вып. 74.– С. 126-132.
4. Лойцянский Л.Г. Курс теоретической механики. Т. 1. Статика и кинематика / Л.Г. Лойцянский, А.И. Лурье. – М.: Наука, 1982. – 352 с.
5. Добровольский А.В. Кинематика свободнообкатного резания с пересекающимися осями для обработки внутренних поверхностей / А.В. Добровольский, Ю.С. Краснощек // Резание и инструмент в технологических системах. Международный научн.-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2008. Вып. 74. – С. 116-125.

Анотація

Аналіз кінематики вільнообкатувального різання зовнішньої сферичної поверхні

Аналіз кінематики вільнообкатувального різання показав, що на окремих ділянках дуги контакту різця і заготовки швидкість різання може приймати додатне і від'ємне значення. При додатньому значенні швидкості різання відбувається знімання матеріалу, при від'ємному – вигладжування

Abstract

Freely rolled cutting of outer spheric surface

The analysis of kinematics of freely rolled cutting displayed that at certain sections of the contact arc both of cutter and material treated, the cutting speed can gain positive and negative values. Treated material is removed under the conditions of cutting speed, but in the case of negative value of cutting speed-smoothing is occurred

ПРИБЛИЖЕННЫЙ РАСЧЕТ КОЛЕБАНИЙ ЗЕРНОВОЙ СМЕСИ В ЦИЛИНДРИЧЕСКОМ ВИБРОРЕШЕТЕ

Ольшанский В.П., докт. физ.-мат. наук, Ольшанский С.В., инженер
(Харьковский национальный технический университет
сельского хозяйства имени Петра Василенко)

Вследствие упрощения дифференциального оператора в уравнении движения кольцевого слоя, получено в элементарных функциях решение задачи об установившихся колебаниях скорости потока зерновой смеси, вызванных осевыми вертикальными вибрациями цилиндрического решета. Показано, что найденное приближенное решение не приводит к большим погрешностям в этом классе задач, т.е. вполне приемлемо для инженерных расчетов кинетики зерновой смеси в производственных условиях сепарирования

Постановка проблемы. Используя вибрации, в решетном сепарировании интенсифицируют разделение фракций зерновой смеси. Для повышения эффективности этого способа разделения зерновых материалов нужно знать закономерности распространения колебаний в сыпучей среде, движущейся по виброрешету. Один из возможных способов описания зависимости поля скоростей от времени, вследствие вибраций решета, основан на применении уравнений течения вязкой ньютоновской жидкости к моделированию движения виброоживленной сыпучей среды. Такая модель положена в основу данной работы, в предположении, что цилиндрическое виброрешето загружено изнутри слоем зернового материала.

Анализ последних исследований и публикаций. Установившиеся колебания скорости зерновой смеси, как вязкой жидкости, рассматривались на плоском виброрешете в [1], а в вертикальном цилиндрическом – [2,3,4]. В [2,3] при решении динамических краевых задач пренебрегали слагаемым, пропорциональным r^{-1} в операторе Лапласа, записанном в полярной системе координат. При учете этого слагаемого в [4,5] колебания вертикальной проекции скорости потока зерновой смеси описаны с помощью функций Кельвина. Отмечено, что, ввиду больших значений аргументов, цилиндрические функции удобно вычислять по асимптотическим формулам. Но, учитывая специфику рассматриваемой задачи, связанную с малым изменением множителя r^{-1} , можно приближенно заменить его постоянным средним значением. Тогда решение упрощенного дифференциального уравнения представится в элементарных функциях, что стало мотивом к этой работе.

Целью работы является построение и обоснование практической значимости приближенных формул для расчета колебаний вертикальной проекции скорости потока зерновой смеси, вызванных вертикальными вибрациями ци-

цилиндрического решета.

Изложение основного материала. Движение виброожиженного зернового слоя описываем уравнениями гидродинамики. Следуя работе [4], определение вертикальной проекции скорости потока u_z , в установившемся режиме движения, сводим к решению дифференциального уравнения:

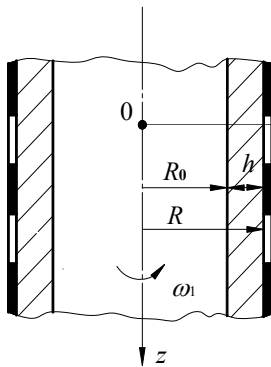
$$\frac{\partial^2 u_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_z}{\partial r} - \frac{1}{\nu} \frac{\partial u_z}{\partial t} = -\frac{g}{\nu}, \quad (1)$$

при граничных условиях:

$$u_z(R, t) = A^* \omega \cos(\omega, t); \quad \left. \frac{\partial u_z}{\partial r} \right|_{r=R_0} = 0. \quad (2)$$

В выражениях (1), (2): r – радиальная координата цилиндрической системы координат $r\theta z$; ν – кинематическая вязкость смеси; g – ускорение свободного падения; R – радиус цилиндрического решета; $R_0 = R - h$ – внутренний радиус кольцевого слоя смеси толщиной h ; A^* , ω – амплитуда и частота вертикальных вибраций решета.

Расчетная схема решета представлена на рис. 1.



Обычно в задачах сепарирования толщина слоя h мала по сравнению с R , т.е. r^{-1} изменяется в узком промежутке $r^{-1} \in [1/R; 1/R_0]$. Например, при $R = 0,3075$ м и $h = 0,02$ м: $r^{-1} \in [3,255; 3,478]$ м. Поэтому далее множитель r^{-1} в (1) заменим постоянным средним значением

$$\frac{1}{r} \approx \frac{1}{r_*} = \frac{2}{R + R_0}$$

Рис. 1. Расчетная схема

и будем вместо (1) решать упрощенное уравнение

$$\frac{\partial^2 u_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r_*} \frac{\partial u_z}{\partial r} - \frac{1}{\nu} \frac{\partial u_z}{\partial t} = -\frac{g}{\nu}, \quad (3)$$

при граничных условиях (2).

Решение представляем суммой двух слагаемых

$$u_z(r, t) = u_1(r) + u_2(r, t). \quad (4)$$

Используя (2) и (3), определение слагаемых сводим к решению двух краевых задач:

$$\frac{d^2 u_1}{dr^2} + \frac{1}{r_*} \frac{du_1}{dr} = -\frac{g}{\nu}; \quad (5)$$

$$u_1(R) = 0; \quad \left. \frac{du_1}{dr} \right|_{r=R_0} = 0 \quad \text{и}$$

$$\frac{\partial^2 u_2}{\partial r^2} + \frac{1}{r_*} \frac{\partial u_2}{\partial r} - \frac{\partial u_2}{\partial t} = 0; \quad (6)$$

$$u_2(R, t) = A^* \omega \cos(\omega, t); \quad \left. \frac{\partial u_2}{\partial r} \right|_{r=R_0} = 0.$$

Первую краевую задачу решаем методом понижения порядка дифференциального уравнения, преобразуя (5) в линейное уравнение первого порядка. С учетом граничных условий находим:

$$u_1(r) = \frac{gr^*}{v} \left\{ R - r + r_* \left[\exp\left(\frac{R_0 - R}{r_*}\right) - \exp\left(\frac{R_0 - r}{r_*}\right) \right] \right\}. \quad (7)$$

Заметим, что без введенного упрощения функция $u_1(r)$ также представляется компактным выражением [4]:

$$u_1(r) = \frac{g}{4v} \left(R^2 - r^2 + 2R_0^2 \ln \frac{r}{R} \right). \quad (8)$$

Решение второй краевой задачи ищем в виде

$$u_2(r, t) = \operatorname{Re} w(r) \cos(\omega t) - \operatorname{Im} w(r) \sin(\omega t).$$

Комплексная функция вещественного аргумента $w(r)$ согласно (6) должна быть решением уравнения

$$\frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{1}{r_*} \frac{dw}{dr} - \frac{i\omega}{v} w = 0, \quad i = \sqrt{-1}, \quad (9)$$

$$\text{при } \operatorname{Re} w(R) = A^* \omega; \operatorname{Im} w(R) = 0; \operatorname{Re} \left. \frac{dw}{dr} \right|_{r=R_0} = 0; \operatorname{Im} \left. \frac{dw}{dr} \right|_{r=R_0} = 0. \quad (10)$$

Характеристическое уравнение

$$\lambda^2 + \frac{1}{r_*} \lambda - \frac{i\omega}{v} = 0,$$

соответствующее (9), имеет комплексные корни:

$$\lambda_{1,2} = \alpha_{1,2} \pm i\beta,$$

$$\text{где } \alpha_{1,2} = -\frac{1}{2r_*} \pm \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\sqrt{\frac{1}{16r_*^4} + \frac{\omega^2}{v^2}} + \frac{1}{4r_*^2}}; \quad \beta = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\sqrt{\frac{1}{16r_*^4} + \frac{\omega^2}{v^2}} - \frac{1}{4r_*^2}}.$$

Учитывая их, записываем общее решение (9)

$$w(r) = (c_1 + ic_2) \exp[(\alpha_1 + i\beta)\xi] + (c_3 + ic_4) \exp[(\alpha_2 - i\beta)\xi]. \quad (11)$$

Здесь $\xi = r - R_0$; c_1, c_2, c_3, c_4 – вещественные постоянные.

Подставив (11) в (10), получаем систему четырех уравнений, из которой находим:

$$\begin{aligned} a_1 &= \frac{\beta^2 - \alpha_1 \alpha_2}{\beta^2 + \alpha_2^2}; & a_2 &= \frac{\beta(\alpha_1 + \alpha_2)}{\beta^2 + \alpha_2^2}; \\ b_1 &= \sin(\beta h) - \exp[(\alpha_2 - \alpha_1)h] \cdot [a_1 \sin(\beta h) + a_2 \cos(\beta h)]; \end{aligned}$$

$$b_2 = \cos(\beta h) + \exp[(\alpha_2 - \alpha_1)h] \cdot [a_1 \cos(\beta h) - a_2 \sin(\beta h)];$$

$$c_1 = \frac{b_2 A^* \omega}{b_1^2 + b_2^2} \cdot \exp(-\alpha_1 h); \quad c_2 = -\frac{b_1 A^* \omega}{b_1^2 + b_2^2} \cdot \exp(-\alpha_1 h);$$

$$c_3 = a_1 c_1 + a_2 c_2; \quad c_4 = -a_2 c_1 + a_1 c_2.$$

Используя выделенные в (11) вещественную и мнимую части, с учетом найденных c_j , $j = \overline{1;4}$ и выражений (4), (7), получаем формулу скорости движения слоя:

$$u_z(\xi, t) = \frac{gr_*^2}{v} \left[\frac{h - \xi}{r_*} + \exp\left(\frac{-h}{r_*}\right) - \exp\left(-\frac{\xi}{r_*}\right) \right] +$$

$$+ A_1(\xi) \cos(\omega t) - A_2(\xi) \sin(\omega t), \quad (12)$$

в которой

$$A_1(\xi) = \exp(\alpha_1 \xi) \cdot [c_1 \cos(\beta \xi) - c_2 \sin(\beta \xi)] + \exp(\alpha_2 \xi) \cdot [c_3 \cos(\beta \xi) + c_4 \sin(\beta \xi)];$$

$$A_2(\xi) = \exp(\alpha_1 \xi) \cdot [c_1 \sin(\beta \xi) + c_2 \cos(\beta \xi)] + \exp(\alpha_2 \xi) \cdot [c_4 \cos(\beta \xi) - c_3 \sin(\beta \xi)].$$

Если выделить в (12) амплитуду и фазу колебаний, то

$$u_z(\xi, t) = \frac{gr_*^2}{v} \left[\frac{h - \xi}{r_*} + \exp\left(\frac{-h}{r_*}\right) - \exp\left(-\frac{\xi}{r_*}\right) \right] + A(\xi) \cos(\omega t + \varphi),$$

где $A(\xi) = \sqrt{A_1^2(\xi) + A_2^2(\xi)}$; $\varphi = \text{arctg} \frac{A_2(\xi)}{A_1(\xi)}$.

Расчет производительности решета $Q(t)$ также сводится к вычислению элементарных функций, поскольку

$$Q(t) \approx 2\pi r_* \int_0^h u_z(\xi, t) d\xi = \frac{2\pi gr_*^3}{v} \left[\frac{h^2}{2r_*} + h \exp\left(-\frac{h}{r_*}\right) - r_* \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{h}{r_*}\right)\right) \right] +$$

$$+ 2\pi r_* [(c_1 S_1 - c_2 T_1 + c_3 S_2 + c_4 T_2) \cos(\omega t) - (c_1 T_1 + c_2 S_1 + c_4 S_2 - c_3 T_2) \sin(\omega t)]$$

Здесь

$$S_j = \frac{1}{\alpha_j^2 + \beta^2} \{ \exp(\alpha_j h) \cdot [\alpha_j \cos(\beta h) + \beta \sin(\beta h)] - \alpha_j \};$$

$$T_j = \frac{1}{\alpha_j^2 + \beta^2} \{ \exp(\alpha_j h) \cdot [\alpha_j \sin(\beta h) - \beta \cos(\beta h)] + \beta \}; \quad j = \overline{1;2}.$$

Их получили с помощью табличных интегралов [7].

Анализ численных результатов и выводы. Для проведения расчетов, следуя [5], задавали: $\rho = 750$ кг/м³; $h = 0,007$ м; $\rho v = 0,66$ Па·с; $R = 0,3075$ м; $A^* = 0,006$ м; $\omega_1 = 96,9$ с⁻¹.

Вычисленные значения $u_1(r)$ по приближенной формуле (7) и точной (8), для разных $\bar{r} = (r - R_0)h^{-1}$, записаны в табл. 1.

Таблица 1

Значения $u_1(r)$ в м/с, вычисленные двумя способами

\bar{r}	0	0,2	0,4	0,6	0,8
$10u_1(r)$, по (7)	2,710346	2,601275	2,274701	1,731628	0,973069
$10u_1(r)$, по (8)	2,710349	2,601272	2,274710	1,731648	0,973091

Расчеты подтверждают, что для принятых исходных данных погрешности формулы (7) незначительны. Результаты вычисления $u_z(r,t)$ при разных r и t по формуле (12) указаны в табл. 2.

Таблица 2

Значения $u_z(r,t)$ при разных t и \bar{r}

$\frac{\omega t}{\pi}$	$10u_z(\bar{r},t)$, м/с				
	$\bar{r} = 0$	$\bar{r} = 0,25$	$\bar{r} = 0,5$	$\bar{r} = 0,75$	$\bar{r} = 1$
0,00	2,538	2,763	3,440	4,529	5,814
0,25	4,249	4,371	4,644	4,759	4,111
0,50	5,059	4,906	4,317	2,895	0,000
0,75	4,493	4,055	2,650	0,028	-4,111
1,00	2,883	2,317	0,620	-2,163	-5,814
1,25	1,172	0,709	-0,584	-2,394	-4,111
1,50	0,362	0,174	-0,257	-0,529	0,000
1,75	0,928	1,025	1,410	2,338	4,111
2,00	2,538	2,763	3,440	4,529	5,814

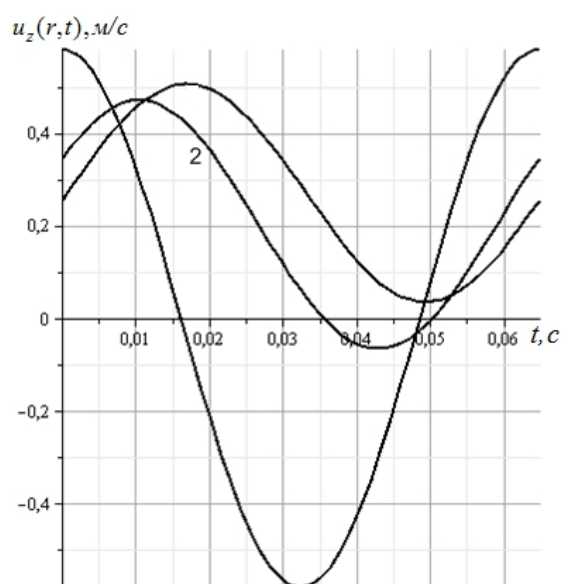


Рис. 2. Зависимости колебаний скорости зерновой смеси от времени для различных \bar{r} : 1,2,3 – $\bar{r} = 0$; 0,5; 1

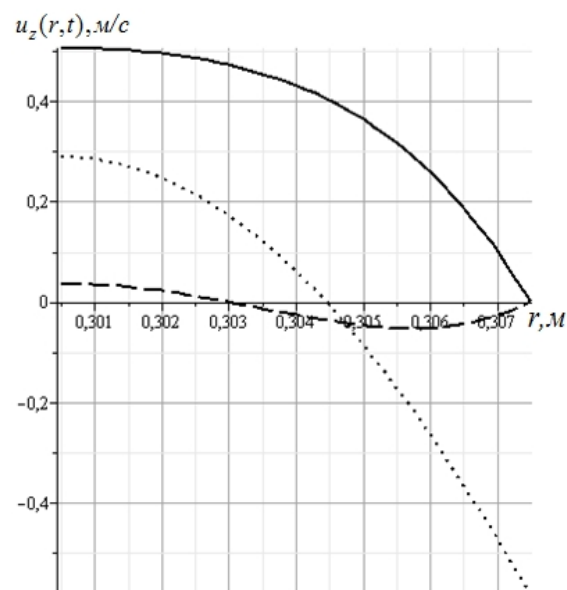


Рис.3. Профили скорости при разных t :
 — $\frac{\omega t}{\pi} = 0,5$; ... $\frac{\omega t}{\pi} = 1$; --- $\frac{\omega t}{\pi} = 1,5$

Графики на рис. 2 представляют точное решение рассматриваемой задачи в функциях Кельвина [5].

Указанные в табл. 2 значения $u_z(r, t)$ при $\bar{r} = 0; 0,5; 1$ попадают как точки на соответствующие кривые на рис. 2, т.е. приближенная теория хорошо согласуется с точным решением.

Профили скорости, к которым приводит формула (12), при $\omega t \pi^{-1} = 0,5; 1; 1,5$, представлены на рис. 3. Они соответствуют тем, что построены с помощью точного решения в работе [5].

Профили существенно меняются с течением времени, вследствие осевых колебаний решета.

Выводы

Таким образом, изложенная приближенная теория вполне пригодна к расчету вибрационного поля скоростей в кольцевом слое зерновой смеси при его движении внутри цилиндрического виброрешета.

Список литературы

1. Тищенко Л.Н. Виброрешетная сепарация зерновых смесей / Л.Н. Тищенко, В.П. Ольшанский, С.В. Ольшанский. – Харків: Міськдрук, 2011. – 280 с.
2. Моделирование процессов зерновых сепараторов / Л.Н. Тищенко, Д.И. Мазоренко, М.В. Пивень, С.А. Харченко, В.В. Бредихин, А.В. Мандрыка. – Харьков: Міськдрук, 2010. – 360 с.
3. Тищенко Л.Н. О колебаниях скорости потока зерна на решете виброцентробежного сепаратора / Л.Н. Тищенко, В.П. Ольшанский, С.В. Ольшанский // Механізація сільськогосподарського виробництва та переробки сільськогосподарської продукції: Вісник ХНТУСГ. – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 103. – С. 95-104.
4. Ольшанский В.П. Колебания скорости потока сепарируемой зерновой смеси на цилиндрическом виброрешете / В.П. Ольшанский, С.В. Ольшанский // Динаміка і міцність машин: Вісник НТУ «ХП». – Харків: НТУ, 2010. – Вип. 69. – С. 100-108.
5. Тищенко Л.Н. Кинетика сепарируемых зерновых смесей в вертикальных цилиндрических виброрешетах / Л.Н. Тищенко, В.П. Ольшанский, С.В. Ольшанский // Вібрації в техніці та технологіях. – 2011. – № 1(61). – С. 177-181.
6. Тищенко Л.Н. О решениях упрощенных уравнений Навье-Стокса в гидродинамической модели движения зерновой смеси / Л.Н. Тищенко, Ф.М. Абдуева, В.П. Ольшанский // Механізація сільськогосподарського виробництва: Вісник ХНТУСГ. – Харків: ХНТУСГ, 2008. – Вип. 75. Том 1. – С. 217-223.
7. Градштейн И.С. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений / И.С. Градштейн, И.М. Рыжик. – М.: Наука, 1962. – 1100 с.

Анотація

Наближений розрахунок коливань зернової суміші в циліндричному віброрешеті

Внаслідок спрощення диференціального оператора в рівнянні руху кільцевого шару одержано в елементарних функціях розв'язок задачі про усталені коливання швидкості потоку зернової суміші, спричинені осьовими вертикальними вібраціями циліндричного решета. Показано, що знайдений наближений розв'язок не приводить до великих похибок в цьому класі задач, тобто повністю придатний для інженерних розрахунків кінетики зернової суміші в виробничих умовах сепарації

Abstract

The approximate calculation of vibrations of a grain mix in cylindrical vibrosieve

Owing to simplification of the differential operator in the equation of motion of a ring layer, the solution of a problem on the established fluctuations of velocity of a flow of a grain mix caused by axial vertical vibrations of a cylindrical sieve is received in elementary functions. It is shown, that the found approached solution does not result in the large errors in this class of problems, i.e. is quite acceptable to engineering accounts of a kinetics grain mix under production conditions separating

РАЗРАБОТКА ЭФФЕКТИВНОГО ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА КРУГЛОГО ШЛИФОВАНИЯ НАПЛАВЛЕННЫХ КОНТАКТНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ КОНУСОВ И ЧАШ ЗАСЫПНЫХ АППАРАТОВ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, Андилахай В.А.

*(Харьковский национальный экономический университет,
Приазовский государственный технический университет)*

В работе установлено, что в условиях круглого шлифования с низкой жесткостью технологической системы повысить производительность обработки при одновременном уменьшении неравномерности снимаемого припуска и энергоемкости обработки можно за счет применения шлифования с заданным натягом в технологической системе и небольшой скоростью продольной подачи

Введение и постановка задачи. Для загрузки шихты в доменную печь и равномерного ее распределения по окружности колошника, а также для предотвращения выхода колошникового газа в атмосферу при загрузке шихты в печь используется засыпное устройство. Основным его конструктивным элементом является засыпной аппарат (рис. 1) [1]. Шихта в засыпной аппарат подается скипами или транспортёрами. Из приёмной воронки (рис. 1) шихта поступает сначала на малый конус, а затем на большой конус. Большой конус опускается при закрытом малом конусе, что предотвращает прорыв газов из печи в атмосферу. Для равномерной загрузки шихты по окружности колошника применяют вращающиеся распределители шихты.

Конус и чаша (рис. 2) предназначены для выполнения функции распределения и шлюзования шихтовых материалов, а также газоуплотнения колошника доменной печи. Они работают в очень тяжелых условиях и поэтому должны обладать высоким ресурсом работы, что достигается обеспечением повышенной износостойкости и точной геометрии контактных поверхностей (поясов). Для этого на контактную поверхность наплавляется износостойкий материал, который затем подвергается шлифованию. Однако, как показывает практика, процесс круглого шлифования контактных поверхностей с износостойкими наплавленными материалами больших и малых конусов и чаш (соответственно диаметром 5000 мм и 2000 мм) засыпных аппаратов доменных печей характеризуются высокой трудоемкостью обеспечения требуемых параметров точности и качества обрабатываемых поверхностей. Основными причинами низкой эффективности обработки являются плохая обрабатываемость шлифованием износостойких наплавленных материалов, например, Пл-Нп 500Х40НС2РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC 58–59, значительная неравномерность снимаемого припуска (3–7 мм на сторону), большая площадь обрабатываемых поверхностей и низкая жесткость технологической системы (токарно-карусельного станка, на котором осуществляется процесс шлифования). Как

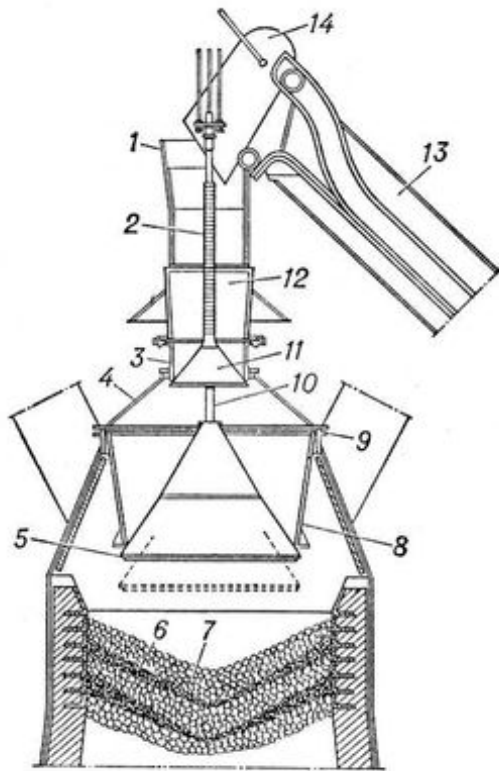


Рис. 1. Засыпной аппарат доменной печи:
 1 – направляющая воронка; 2 – пустотелая штанга малого конуса; 3 – распределитель шихты; 4 – газовый затвор; 5 – большой конус; 6 – руда; 7 – кокс; 8 – чаша большого конуса; 9 – основное кольцо (колошниковый фланец); 10 – штанга большого конуса; 11 – малый конус; 12 – приёмная воронка; 13 – наклонный мост; 14 – скип.

установлено экспериментально, применение алмазного электроэрозионного шлифования также оказалось малоэффективным вследствие засаливания алмазного круга и потери его режущей способности [2,3]. Из этого сделан вывод о возможности повышения эффективности действующего технологического процесса шлифования путем снижения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования за счет выбора и обоснования новых прогрессивных схем шлифования и оптимальных режимов резания. При этом важно обеспечить устранение неравномерности снимаемого припуска на операции предварительного шлифования, что позволит сократить продолжительность операции окончательного шлифования.

Цель работы – повышение точности и производительности обработки при круглом шлифовании контактных поверхностей с износостойкими наплавленными материалами конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей на основе научно обоснованного выбора оптимальной схемы и параметров режимов шлифования.

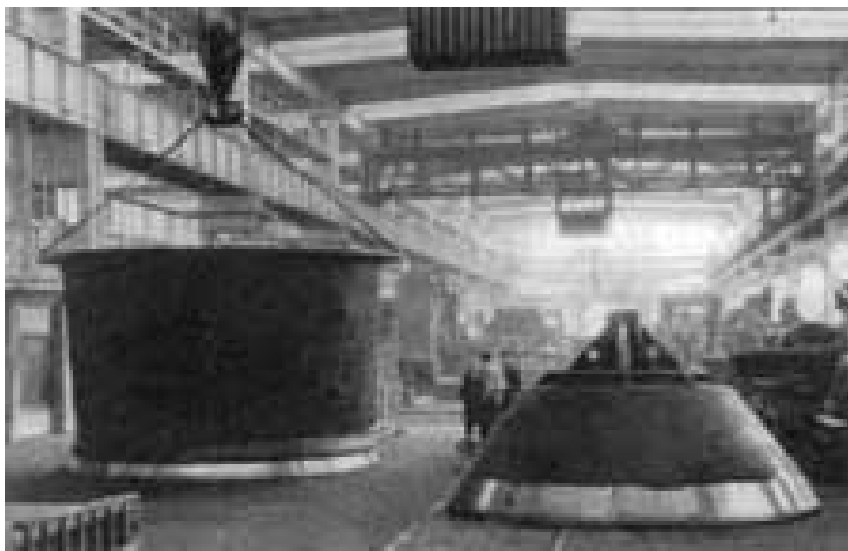


Рис. 2. Общий вид конуса и чаши засыпного аппарата.

Результаты исследований. Первоначально определены условия устранения неравномерности снимаемого припуска на операции предварительного шлифования при относительно низкой жесткости технологической системы. Используя теоретический подход к установлению погрешностей обработки (обусловленных возникающими в технологической системе упругими перемещениями) [4], аналитически определена погрешность формы обрабатываемой поверхности при круглом шлифовании по жесткой схеме (рис. 3):

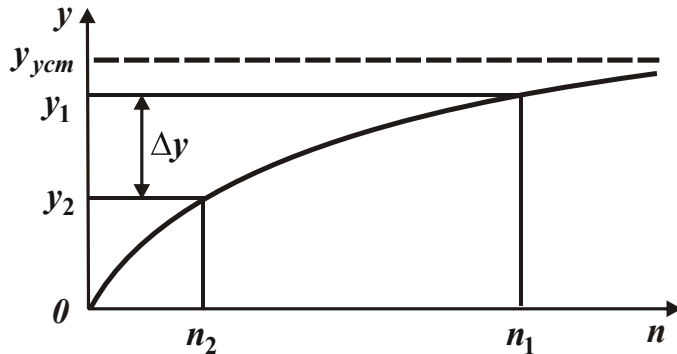


Рис. 3. Зависимость величины y от количества проходов n .

где y_1, y_2 – упругие перемещения, образующиеся при обработке участков поверхности с наибольшим и наименьшим снимаемыми припусками, м; n_1, n_2 – количество проходов круга; $y_{уст} = B_1 \cdot t$ – упругое перемещение при установившемся процессе шлифования, м;

$$\Delta y = y_1 - y_2 = y_{уст} \cdot (\varepsilon^{-n_2} - \varepsilon^{-n_1}), \quad (1)$$

где y_1, y_2 – упругие перемещения, образующиеся при обработке участков поверхности с наибольшим и наименьшим снимаемыми припусками, м; n_1, n_2 – количество проходов круга; $y_{уст} = B_1 \cdot t$ – упругое перемещение при установившемся процессе шлифования, м;

упругое перемещение при установившемся процессе шлифования, м;

$B_1 = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ – безразмерный параметр; $\varepsilon = 1 + \frac{1}{B_1}$ – уточнение на про-

ходе круга; t – глубина шлифования, м; $S_{прод}$ – скорость продольной подачи, м/с; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; σ – условное напряжение резания, Н/м² (энергоемкость обработки, Дж/м³); $K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования; P_z, P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; c – жесткость технологической системы, Н/м; $D_{дет}$ – диаметр детали, м.

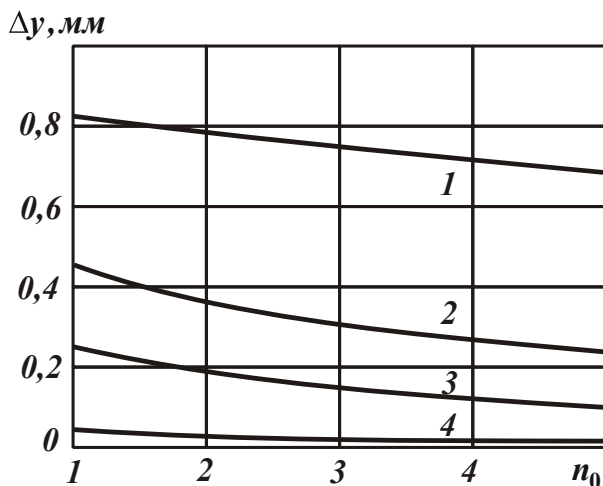


Рис. 4. Зависимость Δy от n_0 : 1 – $\varepsilon = 1,1$; 2 – $\varepsilon = 1,5$; 3 – $\varepsilon = 2$; 4 – $\varepsilon = 5$.

тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; c – жесткость технологической системы, Н/м; $D_{дет}$ – диаметр детали, м.

Согласно зависимости (1), уменьшить $\Delta y \rightarrow 0$ можно уменьшением величины $y_{уст}$ и увеличением ε, n_1 и n_2 . Уменьшение $y_{уст} = B_1 \cdot t$ и увеличение ε связано с уменьшением B_1 путем уменьшения параметров $\sigma, S_{прод}, D_{дет}$ и увеличения $c, K_{ш}$ и $V_{кр}$. Увеличение количества проходов круга n_1 и n_2 предполагает обеспечение установившегося во

времени процесса шлифования, при котором $y_1 \rightarrow y_{уст}$ и $y_2 \rightarrow y_{уст}$ (рис. 3).

Однако, это возможно при относительно больших значениях уточнения $\varepsilon > 1$. В противном случае будет происходить копирование обрабатываемой поверхно-

сти по проходам круга, что имеет место в действующем процессе круглого шлифования. Поэтому необходимо увеличивать ε за счет уменьшения B_1 .

На рис. 4 приведены рассчитанные по преобразованной зависимости (1)

$$\Delta y = \frac{\Delta\Pi}{(\varepsilon - 1)} \cdot \varepsilon^{-n_2} \cdot \frac{(1 - \varepsilon^{-n_0})}{n_0} \quad (2)$$

значения Δy (где $n_0 = n_1 - n_2 = \Delta\Pi / t$; $\Delta\Pi = \Pi_1 - \Pi_2$; Π_1, Π_2 – наибольшее и наименьшее значения снимаемого припуска, м). Как видно, уменьшить Δy можно увеличением n_0 и ε , что достигается уменьшением параметров t , $S_{\text{прод}}$. Однако, это снижает производительность обработки $Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{прод}} \cdot t$ и не эффективно. Более эффективно применение шлифования с заданным натягом в технологической системе, равным величине $y_{\text{уст}}$ (рис. 3). Это позволит увеличить Q за счет исключения переходного процесса в технологической системе и обеспечения равенства фактической и номинальной глубин шлифования:

$$Q = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot y_{\text{уст}}}{\sigma} \quad (3)$$

В условиях круглого шлифования с низкой жесткостью технологической системы c основными путями увеличения уточнения ε является уменьшение параметров $D_{\text{дет}}$, $S_{\text{прод}}$, $\sigma / K_{\text{ш}}$ и увеличение $V_{\text{кр}}$. Однако диаметры обрабатываемых конусов и чаш – весьма большие, составляющие 2000–5000 мм. Поэтому уточнение принимает малые значения $\varepsilon \rightarrow 1$, что существенно снижает производительность обработки. В этих условиях увеличить реально ε можно уменьшением $S_{\text{прод}}$ и $\sigma / K_{\text{ш}}$. С целью поддержания производительности обработки $Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{прод}} \cdot t$ на заданном уровне, очевидно, с уменьшением $S_{\text{прод}}$ необходимо глубину шлифования t увеличивать, применяя глубинное шлифование. Для количественной оценки уточнения ε необходимо знать параметры σ , $K_{\text{ш}}$ и c , которые можно установить экспериментальным путем. Поэтому первоначально были проведены в лабораторных условиях экспериментальные исследования процесса шлифования на круглошлифовальном станке мод. 3А151 (рис. 5). Обрабатывался цилиндрический образец с наплавленным материалом Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC 58–59. Обработка производилась по схеме круглого наружного глубинного (однопроходного) продольного шлифования абразивным кругом (14А 50 СТЗ 5 К ПП 35 м/с 350×40×127 А) с частотой вращения круга $n_{\text{кр}} = 1400$ об/мин ($V_{\text{кр}} = 25,6$ м/с) без применения СОЖ. Установлено, что жесткость технологической системы составляет $c = 11,11 \cdot 10^6$ Н/м. Определялись фактическая глубина шлифования $t_{\text{ф}}$, производительность обработки Q , эффективная мощность шлифования $N_{\text{эф}}$, энергоемкость обработки $\sigma = N_{\text{эф}} / Q$, тангенциальная P_z и радиальная P_y составляющие силы резания, коэффициента шлифования $K_{\text{ш}} = P_z / P_y$. Для установления данных параметров в ходе проведения экспериментальных исследований измерялись значения диаметров образца до и после обра-

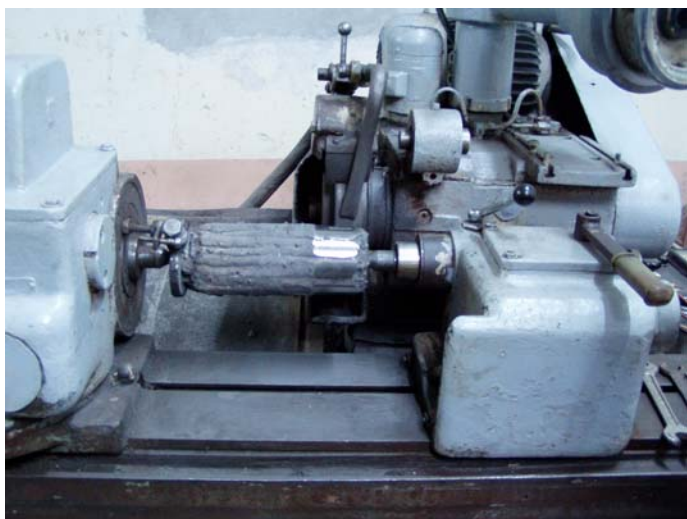


Рис. 5. Шлифование образца на круглошлифовальном станке мод. 3А151.

ботки, и по их разности определялась фактическая глубина шлифования t_{ϕ} . Измерялась также мощность электродвигателя шлифовального круга при холостом ходе и при шлифовании. По разности этих значений определялась эффективная мощность шлифования $N_{\text{эф}}$. На базе планированного полного факторного эксперимента были построены математические модели определения отношения номинальной и фактической глубин шлифования t/t_{ϕ} , производительности обра-

ботки Q , тангенциальной P_z и радиальной P_y составляющих силы резания, коэффициента шлифования $K_{ш} = P_z/P_y$, эффективной мощности шлифования $N_{\text{эф}}$ и энергоемкости обработки $\sigma = N_{\text{эф}}/Q$.

Построение математических моделей основывается на следующих рассуждениях. Поскольку аналитические выражения упомянутых параметров неизвестны, их представляют в виде линейных полиномов, построение которых возможно в любой точке многофакторного гиперпространства:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_i b_{ij} x_i x_j, \quad (4)$$

где $b_0, b_i, b_j, b_{i,j}$ – коэффициенты регрессии, которые можно получить, используя результаты экспериментов; x_i, x_j – кодированные факторы.

Таблица 1

Построение математической модели на базе планированного полного факторного эксперимента (шлифование в лабораторных условиях)

Факторы	Уровни варьирования			Интервалы
	-1	0	+1	
t , мм	0,1	0,175	0,25	0,075
$S_{\text{прод}}$, мм/мин	60	101	142	41
$V_{\text{дет}}$, м/мин	30	38,4	46,8	8,4

Построение математической модели предусматривает: определение границ существования процесса; кодирование факторов; составление плана-матрицы экспериментов; реализацию плана экспериментов; проверку воспроизводимости опытов; проверку адекватности линейной модели. Предварительно проведенные опыты позволили установить минимальные и максимальные значения скорости детали $V_{\text{дет}}$, глубины шлифования t , продольной подачи $S_{\text{прод}}$. Факторы, уровни

варьирования, закодированные в виде +1 и -1, а также интервалы варьирования, являющиеся элементами режима шлифования, приведены в табл. 1.

Уравнение регрессии с учетом парных взаимодействий имеет вид

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3 + b_4 x_1 x_2. \quad (5)$$

Коэффициенты уравнения регрессии $b_0, b_1, b_2, b_3, b_4, b_5, b_6$ определяются в соответствии с результатами опытов и уровнями варьирования факторов. В результате получены полиномы вида

$$y = 87,9 + 41,1x_1 + 53,5x_2 - 9,65x_3 + 22,4x_1x_2 - 9,45x_1x_3 - 12,5x_1x_2x_3. \quad (6)$$

Проверка адекватности полученной линейной модели производится подстановкой значений $x_1, x_2, x_3, x_{1,2}, x_{2,3}, x_{1,3}, x_{1,2,3}$ в соответствии с их знаками в матрицу планирования экспериментов. Для представления математической модели в виде степенной функции необходимо прологарифмировать коэффициенты уравнения регрессии, однако, поскольку при этом невозможно учесть парные взаимодействия $x_{1,2}, x_{2,3}, x_{1,3}, x_{1,2,3}$, ими пренебрегаем для упрощения вида математической модели. После подстановки закодированных факторов по известным формулам [5], приводим формулу к натуральным переменным $t, V_{\text{дем}}, S_{\text{прод}}$:

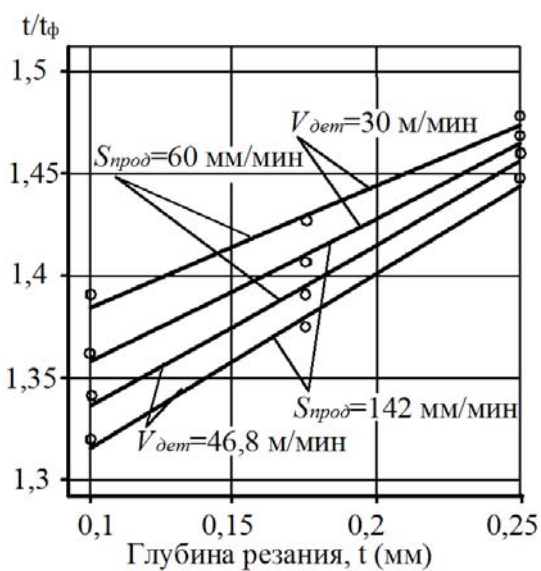
$$x_1 = \left(\frac{2(\lg t - \lg t_{\max})}{\lg t_{\max} - \lg t_{\min}} + 1 \right); \quad x_2 = \left(\frac{2(\lg S - \lg S_{\max})}{\lg S_{\max} - \lg S_{\min}} + 1 \right); \quad x_3 = \left(\frac{2(\lg V - \lg V_{\max})}{\lg V_{\max} - \lg V_{\min}} + 1 \right).$$

После подстановки x и потенцирования, полином выражается степенной функцией. В результате получены зависимости основных параметров обработки при различных сочетаниях параметров $t, V_{\text{дем}}, S_{\text{прод}}$: $Q = 2,54 \times t^{0,9} \times V^{0,005} \times S^{1,01}$;

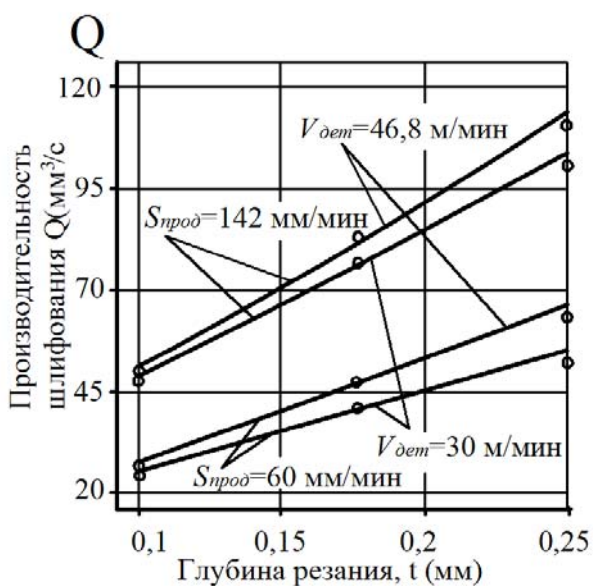
$$\begin{aligned} \frac{t}{t_{\phi}} &= 2,54 \frac{t^{0,05}}{V^{0,026} \times S^{0,06}} & N_{\text{эф}} &= 27542 \frac{t^{0,57}}{V^{0,25} \times S^{0,13}} & \sigma &= \frac{165958}{t^{0,21} \times V_{\text{дем}}^{0,06} \times S_{\text{прод}}^{1,03}} \\ P_z &= 81,3 \frac{t^{0,57}}{V^{0,24} \times S^{0,13}} & P_y &= 1524 \frac{t^{1,4}}{V^{0,3} \times S^{0,03}} & K_{\text{ш}} &= 0,0069 \frac{V^{0,62}}{t^{0,82} \times S^{0,096}} \end{aligned}$$

Расчеты выполнены с помощью электронных таблиц, на основании которых построены графики зависимостей величин $t/t_{\phi}, Q, N_{\text{эф}}, \sigma = N_{\text{эф}}/Q, P_y, P_z$ от глубины шлифования t (рис. 6). На этих рисунках показаны: о – экспериментальные контрольные точки; — расчетные данные (по математической модели).

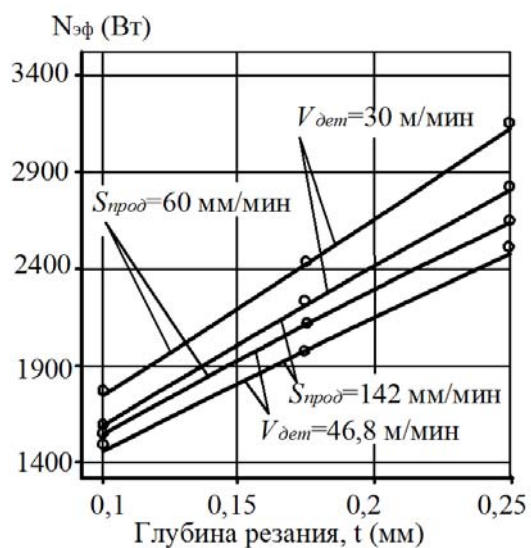
Как видно, параметры шлифования изменяются в следующих пределах: $t/t_{\phi} = 1,331 \dots 1,464$; $B_1 = 0,331 \dots 0,464$; $\varepsilon = 6,46 \dots 8,33$; $Q = 20,3 \dots 110,9 \text{ мм}^3/\text{с} = 1218 \dots 6654 \text{ мм}^3/\text{мин}$; $N_{\text{эф}} = 1230 \dots 2490 \text{ Вт}$; $\sigma = 11810 \dots 35110 \text{ МПа}$; $K_{\text{ш}} = 0,11 \dots 0,33$; $H = 0,37 \dots 1,41 \text{ мм}$. Относительно небольшие значения $K_{\text{ш}}$ свидетельствуют о том, что процесс шлифования протекает в условиях достаточно интенсивного трения обрабатываемого материала со связкой круга. Это подтверждается также и относительно большими значениями энергоемкости обработки σ . Вместе с тем, в связи с достаточно высокой жесткостью технологической системы ($c = 11,11 \cdot 10^6 \text{ Н/м}$) отношение номинальной и фактической глубин шлифования t/t_{ϕ} небольшое, что указывает на возможность осуществления высокопроизво-



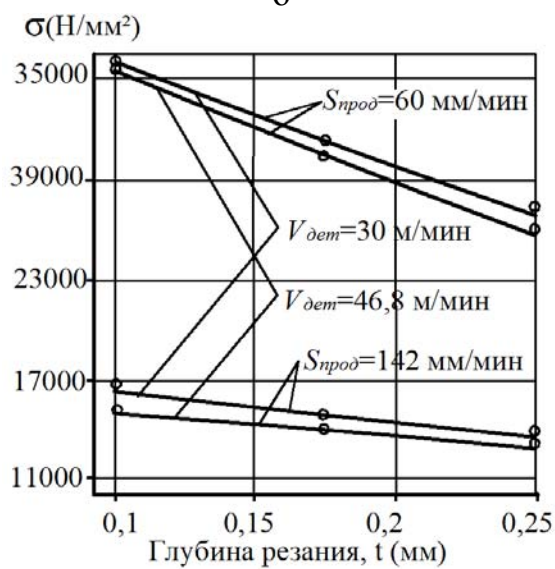
а



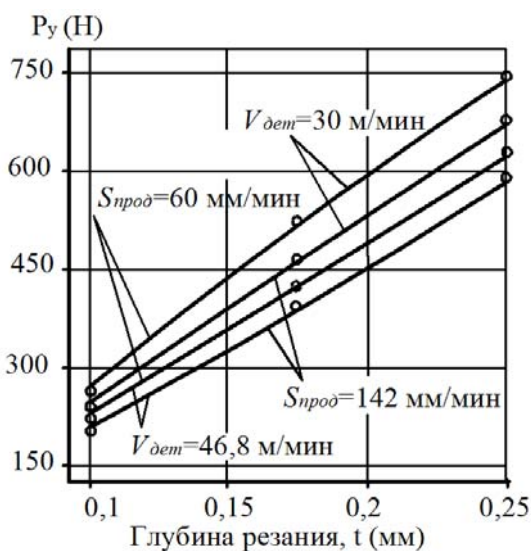
б



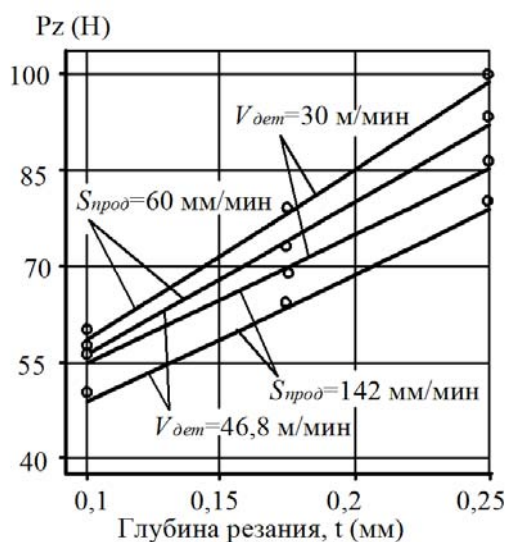
в



г



д



е

Рис. 6. Зависимости t/t_ϕ (а), Q (б), $N_{эф}$ (в), σ (г), P_y (д) и P_z (е) от глубины шлифования t .

длительного процесса абразивного круглого наружного шлифования труднообрабатываемого наплавленного материала твердостью $HRC\ 58-59$. При этом уточнение ε принимает относительно большие значения, что позволяет решить задачу устранения погрешности формы обрабатываемой поверхности (обусловленной неравномерностью снимаемого припуска) при высокопроизводительном предварительном шлифовании.

Следовательно, применяя схему круглого наружного глубинного шлифования наплавленного материала, можно обеспечить высокопроизводительный съем значительных припусков и существенно повысить эффективность обработки. Однако, следует отметить, что такой результат получен в лабораторных условиях при использовании круглошлифовального станка повышенной жесткости.

При шлифовании наплавленных контактных поверхностей конусов и чаш в производственных условиях на токарно-карусельном станке добиться таких высоких результатов сложно. Связано это с низкой жесткостью технологической системы, которая, как установлено, равна $3,42 \cdot 10^6$ Н/м, что в 4 раза ниже жесткости круглошлифовального станка мод. 3A151, на котором проводились экспериментальные исследования в лабораторных условиях. При этом $D_{дет} = 5000$ мм больше в 20...50 раз. В этом случае при $S_{прод} = 142$ мм/мин расчетное значение уточнения весьма малое $\varepsilon = 1,032$ ($t/t_{\phi} = 32,25$; $B_1 = 31,25$).

В условиях многопроходного продольного шлифования ($S_{прод} = 1 - 2$ м/мин) значения t/t_{ϕ} многократно увеличиваются, а уточнение $\varepsilon \rightarrow 1$. Собственно, этим и объясняется чрезвычайно низкая эффективность (низкая производительность обработки) действующего технологического процесса круглого шлифования наплавленных контактных поверхностей конусов и чаш на токарно-карусельном станке. При этом съем припуска производится за весьма большое количество продольных ходов круга, а исправление погрешности формы обрабатываемой поверхности (обусловленной неравномерностью снимаемого припуска) при предварительном шлифовании практически не происходит. По сути, в процессе шлифования имеет место копирование неровностей обрабатываемой поверхности, что требует последующего длительного выхаживания с целью обеспечения заданной точности формы обрабатываемой поверхности. Естественно, это требует изыскания новых путей повышения эффективности обработки.

Как установлено в ходе экспериментальных исследований, проведенных в лабораторных условиях, процесс шлифования эффективно протекает при глубинах шлифования $0,1 \dots 0,25$ мм, т.е. при достаточно высокой производительности обработке. Чтобы реализовать данный режим шлифования на токарно-карусельном станке в производственных условиях, необходимо в технологической системе создать натяг $y_{ycm} = B_1 \cdot t$, равный $31,25 \cdot (0,1 \dots 0,25 \text{ мм}) = 3,125 \dots 7,8$ мм. Очевидно, это практически неосуществимо. Реально можно реализовать натяг y_{ycm} в пределах до $0,5$ мм, что соответствует $t = y_{ycm} / B_1 = 0,5 \text{ мм} / 31,25 = 0,016$ мм. При меньшем значении y_{ycm} глубина шлифования t будет еще меньше. Например, при $y_{ycm} = 0,15$ мм – глубина шлифования $t = y_{ycm} / B_1 = 0,0048$ мм.

Для эффективного ведения процесса обработки при низкой жесткости технологической системы (т.е. когда $\varepsilon \rightarrow 1$) целесообразно использовать схему круглого шлифования с заданным натягом в технологической системе и небольшой скоростью продольной подачи. Практической реализацией данной схемы может быть глубинное продольное шлифование с небольшой долевой продольной подачей $S_\partial \ll 1$ и увеличенной скоростью детали (рис. 7). С целью оценки достоверности теоретических решений проведены экспериментальные исследования параметров круглого наружного шлифования наплавленной контактной поверхности большого конуса диаметром $D_{дет} = 5000$ мм на токарно-карусельном станке в производственных условиях ОАО "Азовмаш". Обработывался наплавочный материал ПЛ-Нп 500Х40НС2РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85). Обработка производилась без применения охлаждающей жидкости. Использовался абразивный круг на бакелитовой связке ВФ, усиленный стекловолокном – ПП 500×63×203 14А 22 СТ2 ВФ.

Традиционно данная операция круглого шлифования выполнялась с применением абразивного круга на бакелитовой связке В, который характеризуется более низкой режущей способностью, чем абразивный круг на бакелитовой связке ВФ. В работе исследовались также абразивные круги большей зернистости: 16 – 18 (по FEPA размер зерна 1,6 – 1,2 мм соответственно). Режимы шлифования: $V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дет} = 120$ м/мин; $S_{прод} = 41,5$ мм/мин (ширина шлифования $H = 5,4$ мм; $S_\partial = 0,086$); $y_{уст} = 0,05 \dots 0,45$ мм. В этом случае расчетные значения $B_1 = 8,13$; $\varepsilon = 1,14$.

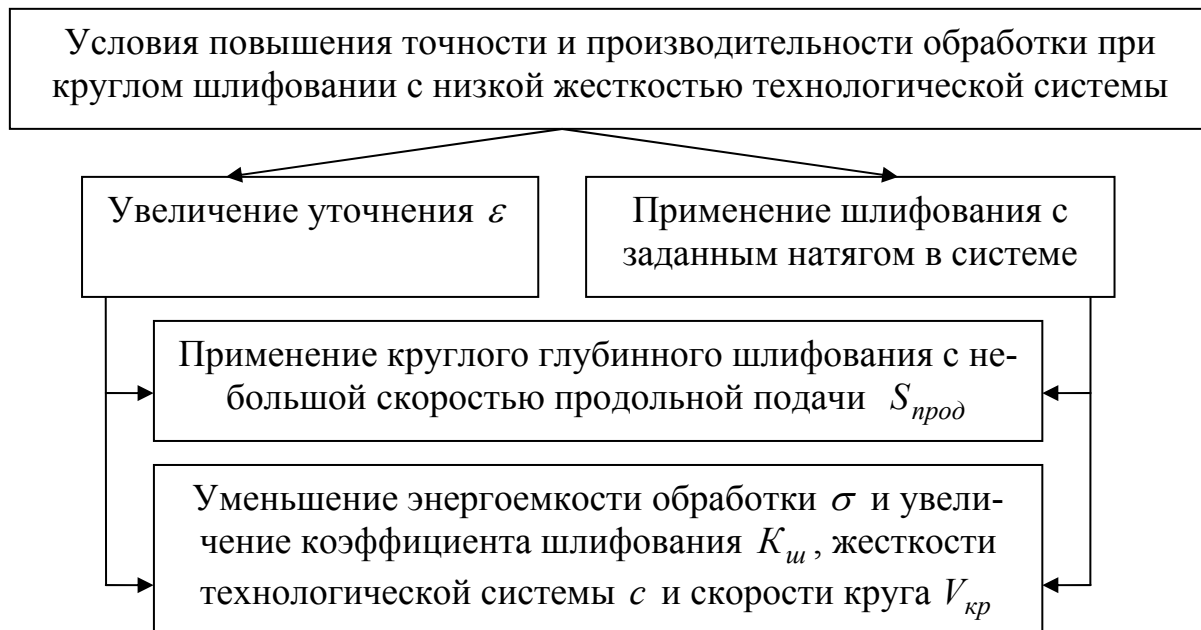


Рис. 7. Структурная схема условий повышения точности и производительности обработки при круглом шлифовании с низкой жесткостью технологической системы.

Экспериментально установлено, что припуск величиной 5 мм при $t = 0,15$ мм был удален за 140 продольных ходов круга (время одного продольного хода равно 7 мин). Номинальное количество продольных ходов круга равно $n = \Pi / t = 33$. Следовательно, $t_\phi = 0,036$ мм. Тогда $t / t_\phi = 4,1$; $B_1 = t / t_\phi - 1 = 3,1$. Как видно, данное значение B_1 в 2,6 раза меньше исходного (расчетного) значения $B_1 = t / t_\phi - 1 = 8,13$.

Аналогичным образом были определены значения t_ϕ , t/t_ϕ и B_1 для других значений t (табл. 2). Как видно, во всех случаях значения безразмерного параметра B_1 меньше исходного расчетного значения 8,13. С увеличением номинальной глубины шлифования t фактическая глубина шлифования t_ϕ увеличивается, а безразмерный параметр B_1 , наоборот, уменьшается, принимая значения, до 4-х раз меньше расчетного значения 8,13 (табл. 2). Это указывает на увеличение до 3-х раз фактической глубины шлифования t_ϕ и соответственно производительности обработки, что обусловлено уменьшением энергоемкости обработки σ в связи с работой абразивного круга в режиме интенсивного износа и самозатачивания. Таким образом, экспериментально установлено, что при шлифовании по данной схеме достигается эффект обработки. Причем, он достигается как за счет применения шлифования с заданным натягом в технологической системе, так и за счет применения крупнозернистого абразивного круга, обладающего высокой режущей способностью. Производительность обработки при этом принимает значения, превышающие значения производительности обработки, полученные в лабораторных условиях на круглошлифовальном станке повышенной жесткости. Это обусловлено тем, что в лабораторных условиях энергоемкость обработки σ была выше в связи с более высокой твердостью применяемого абразивного круга.

Таблица 2

Экспериментальные значения параметров шлифования

t , мм	0,1	0,15	0,45
t_ϕ , мм	0,019	0,036	0,145
Q , мм ³ /с	206,32	390,93	1574,7
t/t_ϕ	5,2	4,1	3,1
B_1	4,2	3,1	2,1
ε	1,31	1,47	1,9
q , мм ³ абразива / мм ³ материала	0,4	0,5	4

С целью определения минимально возможной энергоемкости обработки $\sigma = N_{\text{эф}} / Q$ в реальном процессе шлифования был проведен эксперимент с глубиной шлифования $t=1$ мм; $V_{\text{кр}}=30$ м/с; $V_{\text{дет}}=7,5$ м/мин; $S_{\text{прод}}=41,5$ мм/мин. Экспериментально установлено, что эффективная мощность шлифования равна $N_{\text{эф}}=16,5$ кВт, отношение $t/t_\phi=3$, а фактическая производительность обработки – $Q=2625$ мм³/с. Тогда $\sigma=6286$ МПа. Это фактически соответствует значениям энергоемкости обработки σ (условного напряжения резания), полученным Рыбицким В.А. [6] при микрорезании единичным зерном (рис. 8). Полученные результаты свидетельствует о том, что в общем энергетическом балансе процесса шлифования кругом ПП 500×63×203 14А 22 СТ2 ВФ наплавленного материала Пл-Нп 500Х40НС2РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) преобладает доля энергии резания, а

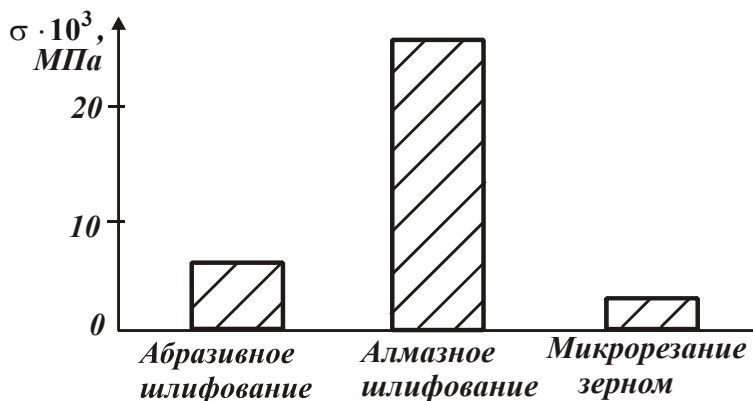


Рис. 8. Значения энергоёмкости обработки σ для разных условий обработки.

званные с трением связки круга с обрабатываемым материалом. В резании участвуют практически только абразивные зерна. Это позволяет в максимальной степени использовать режущие свойства круга и максимально увеличить уточнение ε (для данных значений $D_{дет}$ и c). Установлено, что уточнение ε при шлифовании по данной схеме увеличивается и принимает значения 1,31...1,9 (табл. 2). Эти значения значительно выше значений уточнений, установленных на основе действующего технологического процесса шлифования, которые не превышают $\varepsilon = 1,032$.

Кроме того, уменьшение энергоёмкости обработки σ до минимально возможного значения, обусловленного участием в резании лишь абразивных зерен, создает объективные предпосылки повышения качества обработки за счет снижения тепловой напряженности процесса и исключения образования на обрабатываемых поверхностях различного рода температурных дефектов (прижогов и микротрещин). Однако, такой режим работы круга приводит к его интенсивному износу. В связи с этим нами проводились экспериментальные исследования удельного износа круга q , равного отношению объема изношенной части круга к объему снятого материала. При этом определялся объем снятого материала абразивным кругом до его полного износа. Установлено, что для условий обработки при шлифовании кругом ПП 500×63×203 14А 22 СТ2 ВФ данный параметр принимает достаточно большие значения – 0,5...4 мм³ абразива/мм³ материала (табл. 2). При шлифовании других материалов (по экспериментальным данным проф. Филимонова Л.Н. [7]) удельный износ круга q меньше и лишь при шлифовании твердых сплавов превышает его (рис. 9). Это указывает на то, что рассматриваемые наплавленные материалы принадлежат к классу труднообрабатываемых материалов.

Экспериментально установлено, что с увеличением номинальной глубины шлифования t удельный износ круга q увеличивается и при $t = 0,45$ мм принимает достаточно большое значение $q = 4$ мм³ абразива/мм³ материала. Осуществление процесса шлифования с такой интенсивностью износа круга экономически нецелесообразно. Экономически обоснованными являются значения $q = 0,5...1$ мм³ абразива/мм³ материала, т.е. с этой точки зрения шлифование эффективно осуществлять с $t = 0,1...0,15$ мм. Так, установлено, что при шлифовании с $t = 0,15$ мм одного конуса диаметром 5000 мм расходуется до 8 абразивных кругов. При этом размерный износ круга за его один продольный ход составляет до 1 мм. Это значительно пре-

доля трения связки круга с материалом незначительна в связи с высокой режущей способностью круга, работающего в режиме самозатачивания.

Таким образом показано, что за счет обеспечения работы абразивного круга в режиме интенсивного самозатачивания практически исключаются потери энергии шлифования, свя-

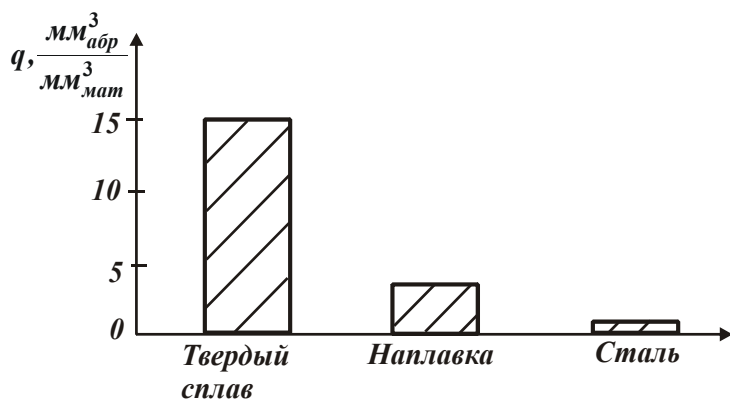


Рис. 9. Значения удельного износа круга q при шлифовании разных материалов.

вышает глубину шлифования и указывает на необходимость ее постоянного регулирования в процессе обработки. Компенсировать размерный износ абразивного круга можно за счет осуществления непрерывной или дискретной радиальной подачи в пределах одного продольного хода круга. Интенсивный износ круга, с одной стороны, увеличивает затраты на приобретение кругов, а с другой стороны, позволяет поддерживать его высокую режущую способность. Следовательно, повышенный размерный износ круга способствует снижению интенсивности трения связи с кругом и энергоемкости обработки. Причем, применение абразивных кругов большей зернистости: 16 – 18 (по FEPA размер зерна 1,6 – 1,2 мм соответственно) позволяет еще в большей степени уменьшить энергоемкость обработки. В результате на обрабатываемых поверхностях не образуются прижоги и происходит устранение неравномерности снимаемого припуска на операции предварительного шлифования, что снижает трудоемкость окончательного шлифования (которое по длительности такое же как и предварительное шлифование) с обеспечением требований по точности обработки. Общая трудоемкость обработки снижается в 2 раза. Шероховатость поверхности при предварительном шлифовании составляет $R_a = 1,2 \dots 1,7$ мм, при окончательном шлифовании – $R_a = 0,6 \dots 0,8$ мм.

Проводились также экспериментальные исследования алмазного электроэрозионного шлифования наплавочных материалов. Установлено, что, несмотря на интенсивное электроэрозионное воздействие на рабочую поверхность алмазного круга на металлической связке, происходит его засаливание, в результате чего энергоемкость обработки σ почти на порядок выше, чем при абразивном шлифовании (рис. 8). Поэтому процесс шлифования в таких условиях малоэффективен, более предпочтительно применение схемы абразивного круглого шлифования с заданным натягом в технологической системе, реализуемой путем применения глубинного продольного шлифования с $S_d < 0,1$ и увеличенной скоростью детали $V_{дет} = 50 \dots 120$ м/мин ($t = 0,1 \dots 0,2$ мм; $S_{прод} < 42$ мм/мин).

Выводы. Установлено, что по сравнению с обычным круглым многопроходным продольным шлифованием (осуществляемым с небольшими глубинами шлифования $t = 0,01 \dots 0,02$ мм на токарно-карусельном станке в производственных условиях) предложенная схема абразивного круглого шлифования с заданным натягом в технологической системе позволяет увеличить производительность обработки. Установлено также, что данная схема позволяет до 3-х раз увеличить производительность обработки по сравнению с глубинным шлифованием образца на круглошлифовальном станке. Основным резервом эффективного применения данной схемы шлифования в производственных условиях является увеличение жесткости системы, т.к. за счет применения крупнозернистого абразивного круга ПШ

500×63×203 14A 22 CT2 BF на бакелитовой связке (усиленной стекловолокном) все резервы, связанные с уменьшением энергоемкости обработки, фактически использованы.

Список литературы

1. Самойлов С.И. Технология тяжелого машиностроения / С.И. Самойлов. – М.: Машиностроение, 1967. – 596 с.
2. Рыжов Э.В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э.В. Рыжов, С.А. Клименко, О.Г. Гуцаленко. – К.: Наук. думка, 1994. – 180 с.
3. Рыбицкий В.А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями / В.А. Рыбицкий. – К.: Общество ”Знание” УССР, 1987. – 23 с.
4. Новиков Ф.В. Обоснование оптимальной кинематической схемы круглого шлифования по критериям качества и производительности обработки / Ф.В. Новиков, В.А. Андилахай // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – 2010. – Вип. 106. – С. 52-67.
5. Адлер Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский. – М.: Наука, 1976. – 254 с.
6. Рыбицкий В.А. Силовые зависимости и обрабатываемость износостойких материалов при микрорезании единичным алмазным зерном / В.А. Рыбицкий // Труды 5-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2002. – С. 57-61.
7. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование / Л.Н. Филимонов. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245 с.

Анотація

Розробка ефективного технологічного процесу круглого шліфування наплавлених контактних поверхонь конусів і чаш засипних апаратів

В роботі встановлено, що в умовах круглого шліфування з низькою жорсткістю технологічної системи підвищити продуктивність обробки при одночасному зменшенні нерівномірності припуску, що знімається, і енергоємності обробки можна за рахунок застосування шліфування із заданим натягом у технологічній системі й невеликій швидкості поздовжньої подачі

Abstract

Development of effective technological process of the round polishing of наплавленных pin surfaces of cones and bowls of charging equipments

It is In-process set that in the conditions of the round polishing with subzero inflexibility of the technological system promoting the productivity of treatment at the simultaneous diminishing of unevenness of taken off nrunyska and power-hungryness

of treatment is possible due to application of polishing with set натягом in the technological system and small speed of longitudinal serve

УДК 621.923

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ СЕБЕСТОИМОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Жовтобрюх В.А., Генеральный директор
(ООО Технический Центр “ВариУс”, Днепропетровск)

Проведен теоретический анализ изменения себестоимости обработки в зависимости от производительности и определены оптимальные условия обработки. Произведена оценка влияния режимов резания и экономических параметров обработки на себестоимость и производительность обработки

Введение и постановка задачи. Повышение качества и производительности обработки деталей машин является важнейшей задачей технологии машиностроения. Применение прогрессивных технологий, оборудования, инструментов открывает новые возможности создания конкурентоспособной машиностроительной продукции и выхода на мировые рынки. Однако при этом затраты на изготовление изделий и машин должны быть минимальными. Данному вопросу в научно-технической литературе уделено большое внимание. Разработаны научные основы определения себестоимости механической обработки [1,2]. Вместе с тем, поиск новых технологических решений требует создания математических моделей определения себестоимости обработки и на их основе решение оптимизационных задач по выбору оптимальных условий обработки.

Цель работы – определение условий снижения себестоимости и повышения производительности механической обработки.

Основное содержание работы. Для достижения поставленной цели проведем анализ себестоимости обработки C для двух основных изменяющихся статей затрат, связанных с заработной платой рабочего и затратами на инструмент [3]:

$$\tilde{N} = N \cdot t_0 \cdot S_{\text{раб}} \cdot k + N_0 \cdot \ddot{O}, \quad (1)$$

где N, N_0 – количество обрабатываемых деталей и потребляемых режущих инструментов; t_0 – основное технологическое время обработки; $S_{\text{раб}}$ – тарифная ставка рабочего; k – коэффициент, учитывающий всевозможные начисления на тарифную ставку рабочего; \ddot{O} – цена режущего инструмента.

Параметр N_0 можно выразить $N_0 = N/n$, где n – количество деталей, обработанных одним инструментом:

$$\tilde{N} = N \cdot t_0 \cdot S_{\text{раб}} \cdot k + \frac{N}{n} \cdot \ddot{O}. \quad (2)$$

Уменьшить себестоимость обработки C можно увеличением n и уменьшением параметров t_0 и \ddot{O} . В свою очередь, $n = \dot{O}/t_0$, где T – стойкость режущего инструмента. Тогда

$$\tilde{N} = N \cdot t_0 \cdot S_{\dot{\alpha}\ddot{n}} \cdot k + N \cdot \frac{t_0}{T} \cdot \ddot{O} \quad (3)$$

Как видно, себестоимость обработки C тем меньше, чем больше T . При условии $T = N \cdot t_0$, имеем $N_0=1$. В этом случае все N деталей обрабатываются одним инструментом и зависимость (3) принимает вид

$$\tilde{N} = T \cdot S_{\dot{\alpha}\ddot{n}} \cdot k + \ddot{O} \quad (4)$$

Дальнейшее уменьшение C может быть достигнуто уменьшением T за счет уменьшения t_0 . При невыполнении условия $T = N \cdot t_0$ количество потребляемых инструментов $N_0 > 1$ и тогда справедлива зависимость (2). С учетом $t_0 = \mathcal{G}/Q$ преобразуем ее к виду

$$\tilde{N} = N \cdot \frac{\mathcal{G}}{Q} \cdot S_{\dot{\alpha}\ddot{n}} \cdot k + N \cdot \frac{\mathcal{G}}{Q} \cdot \frac{\ddot{O}}{\dot{O}} \quad (5)$$

где \mathcal{G} – объем металла, снимаемого с одной детали, м^3 ; $Q = V \cdot t \cdot S$ – производительность обработки (при продольном точении), $\text{м}^3/\text{с}$; V – скорость резания, $\text{м}/\text{мин}$; t – глубина резания, м ; S – подача, $\text{м}/\text{об}$.

Исходя из зависимости (5), себестоимость обработки C уменьшается с уменьшением \mathcal{G} и увеличением Q . Однако, очевидно, с увеличением производительности обработки Q будет уменьшаться стойкость режущего инструмента T , что приведет к увеличению себестоимости обработки C . Следовательно, имеет место неоднозначный характер изменения себестоимости обработки C от производительности Q . Для определения C воспользуемся подходом, предложенным в работе [3] применительно к продольному точению, представляя стойкость режущего инструмента (резца) T в виде [4]:

$$T = \frac{\tilde{N}_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p} \quad (6)$$

где C_4, m_1, q, p – постоянные для определенных условий обработки ($m_1 > p > q$).

Обозначим $\alpha_1 = N \cdot \mathcal{G} \cdot S_{\dot{\alpha}\ddot{n}} \cdot k$; $\alpha_2 = N \cdot \frac{\mathcal{G} \cdot \ddot{O}}{\tilde{N}_4}$; $\frac{\alpha_1}{\alpha_2} = \frac{\ddot{O}}{\tilde{N}_4 \cdot S_{\dot{\alpha}\ddot{n}} \cdot k}$. Тогда зависимость (5) с учетом (6) выразится

$$C = \frac{\alpha_1}{Q} + \alpha_2 \cdot \frac{Q^{m-1}}{S^{m-p} \cdot t^{m-q}} \quad (7)$$

Данная зависимость содержит три переменные величины: Q , S и t . С увеличением S и t себестоимость обработки C однозначно уменьшается. Следовательно, при продольном точении целесообразно съём припуска осуществлять за один проход инструмента, устанавливая глубину резания t равной величине снимаемого припуска. Подачу S необходимо устанавливать максимально возможной, исходя из прочности режущей части инструмента.

С увеличением производительности обработки Q себестоимость обработки C изменяется неоднозначно, т.к. первое слагаемое зависимости (7) уменьшается, а второе увеличивается. Следовательно, имеет место экстремум функции C от производительности обработки Q . Для его определения подчиним функцию C необходимому условию экстремума: $\tilde{N}'_Q = 0$. Тогда

$$\tilde{N}'_Q = -\frac{\alpha_1}{Q^2} + \alpha_2 \cdot \frac{(m-1) \cdot Q^{m-2}}{S^{m-p} \cdot t^{m-q}} = 0. \quad (8)$$

Разрешим данное уравнение относительно величины $Q = Q_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta}$:

$$Q_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta} = \left[\frac{\alpha_1}{\alpha_2 \cdot (m-1)} \cdot S^{m-p} \cdot t^{m-q} \right]^{\frac{1}{m}} \quad \text{или} \quad (9)$$

$$Q_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta} = \left[\frac{S_{\grave{a}\tilde{n}} \cdot k \cdot \tilde{N}_4}{\ddot{O} \cdot (m-1)} \cdot S^{m-p} \cdot t^{m-q} \right]^{\frac{1}{m}}. \quad (10)$$

Как видно, экстремальное значение производительности обработки $Q_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta}$ тем больше, чем больше параметры $S_{\grave{a}\tilde{n}}$, k , C_4 , S , t и меньше \ddot{O} . Соответствующие данной производительности обработки $Q_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta}$ экстремальные значения скорости резания $V_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta}$ и стойкости инструмента $\dot{O}_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta}$ равны

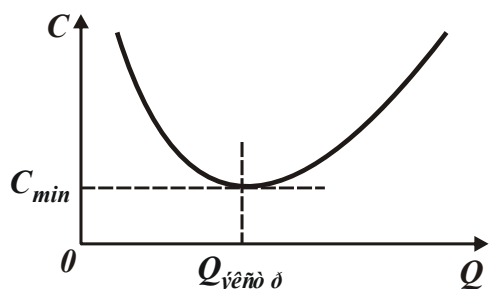
$$V_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta} = \frac{Q_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta}}{S \cdot t} = \left[\frac{S_{\grave{a}\tilde{n}} \cdot k \cdot C_4}{\ddot{O} \cdot (m-1)} \right]^{\frac{1}{m}} \cdot \frac{1}{S^{\frac{p}{m}} \cdot t^{\frac{q}{m}}}; \quad (11)$$

$$\dot{O}_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta} = \frac{\ddot{O} \cdot (m-1)}{S_{\grave{a}\tilde{n}} \cdot k}. \quad (12)$$

Из зависимости (11) следует, что $V_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta}$ тем больше, чем больше параметры $S_{\grave{a}\tilde{n}}$, k , C_4 и меньше \ddot{O} , S и t . Учитывая то, что параметры S и t устанавливаются максимально возможными, увеличить скорость резания $V_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta}$ можно за счет увеличения параметров $S_{\grave{a}\tilde{n}}$, k , C_4 и уменьшения \ddot{O} .

Экстремальное значение стойкости инструмента $\dot{O}_{y\acute{e}\tilde{n}\grave{o}\delta}$, исходя из зависимости (12), тем больше, чем больше отношение $\ddot{O} / (S_{\grave{a}\tilde{n}} \cdot k)$.

Оценим характер экстремума функции C с точки зрения наличия минимума или максимума. Для этого определим знак второй производной \tilde{N}''_Q :



$$\tilde{N}''_Q = \frac{2 \cdot \alpha_1}{Q^3} + \alpha_2 \cdot \frac{(m-1) \cdot (m-2) \cdot Q^{m-3}}{S^{m-p} \cdot t^{m-q}}. \quad (13)$$

Как видно, при $m > 2$ однозначно вторая производная $\tilde{N}''_Q > 0$. Следовательно, имеет место минимум функции C от производительности обработки Q (рис. 1). При $m < 2$ знак второй про-

Рис. 1. Общий вид зависимости себестоимости обработки C от Q .

изводной \tilde{N}_Q'' будет зависеть от соотношения первого и второго слагаемых зависимости (13) в точке экстремума.

Определим минимальное значение функции C , для чего в зависимость (7) подставим (9):

$$\tilde{N}_{min} = \frac{1}{S^{1-\frac{p}{m}} \cdot t^{1-\frac{q}{m}}} \cdot \left[\frac{\alpha_2 \cdot (m-1)}{\alpha_1} \right]^{\frac{1}{m}} \cdot \left[\alpha_1 + \frac{\alpha_1}{(m-1)} \right]. \quad (14)$$

Как следует из зависимости (14), в точке экстремума первое слагаемое больше второго слагаемого при условии $m > 1$. Из этого можно сделать вывод, что и при $m < 2$, согласно зависимости (13), вторая производная $\tilde{N}_Q'' > 0$, а, следовательно, функция C будет проходить точку минимума (рис. 1). После преобразования зависимость (14) окончательно примет вид

$$\tilde{N}_{min} = \frac{N \cdot \mathcal{G} \cdot \ddot{O}^{\frac{1}{m}} \cdot (S_{\dot{\alpha}\dot{\alpha}\dot{\alpha}} \cdot k)^{1-\frac{1}{m}}}{\tilde{N}_4^{\frac{1}{m}} \cdot S^{1-\frac{p}{m}} \cdot t^{1-\frac{q}{m}}} \cdot \frac{m}{(m-1)^{1-\frac{1}{m}}}. \quad (15)$$

Минимальное значение C_{min} тем меньше, чем меньше параметры N , \mathcal{G} , \ddot{O} , $S_{\dot{\alpha}\dot{\alpha}\dot{\alpha}}$, k и больше C_4 , S и t , т.е. необходимо добиваться снижения цены инструмента и увеличения его стойкости (определяемой параметром C_4), а также устанавливать максимально возможные значения подачи S и глубины резания t .

Произведем количественную оценку зависимости (7). Для этого представим производительность обработки в виде $Q = z \cdot Q_{\dot{y}\dot{e}\dot{n}\dot{o}\dot{\delta}}$, где $z > 0$ – положительная величина. Тогда зависимость (7), аналогично зависимости (14), выразится

$$\tilde{N} = \frac{1}{S^{1-\frac{p}{m}} \cdot t^{1-\frac{q}{m}}} \cdot \left[\frac{\alpha_2 \cdot (m-1)}{\alpha_1} \right]^{\frac{1}{m}} \cdot \alpha_1 \cdot \left[\frac{1}{z} + \frac{z^{m-1}}{(m-1)} \right]. \quad (16)$$

В работе [4] показано, что при точении углеродистой конструкционной стали твердосплавным резцом параметры $m=5$; $p=1,75$; $q=0,75$. Принимая $m=5$, по зависимости (16) определим в относительных величинах первое и второе слагаемые, соответственно равные $1/z$ и $0,25 \cdot z^4$, а также определим их сумму $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$, выражающую относительную себестоимость обработки \bar{C} (табл. 1).

Таблица 1

Расчетные значения величин $1/z$; $0,25 \cdot z^4$ и $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$ для $m=5$

z	0,1	0,5	1	2	3
$1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$0,25 \cdot z^4$	$0,25 \cdot 10^{-4}$	0,015	0,25	4	20,25
$\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$	10	2,015	1,25	4,5	20,58

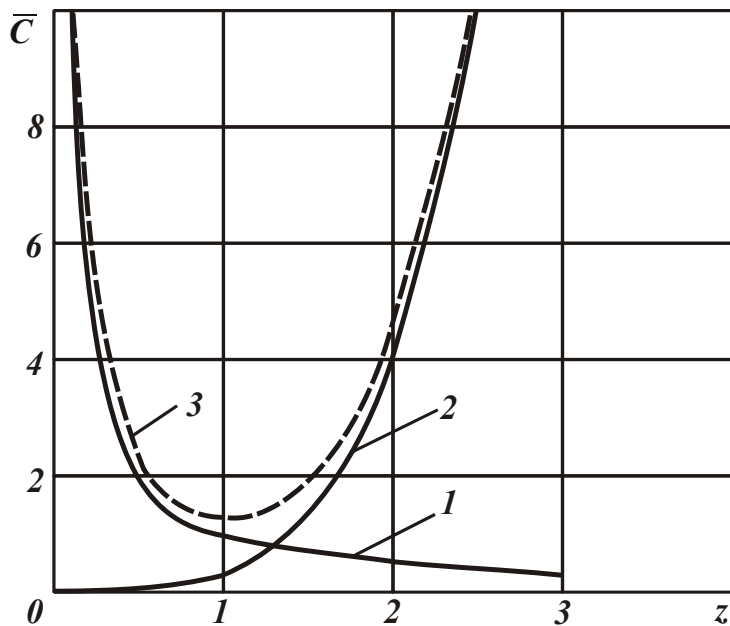


Рис. 2. Характер изменения функций $1/z$ (1), $0,25 \cdot z^4$ (2) и $1/z + 0,25 \cdot z^4$ (3) для $m=5$.

Как следует из табл. 1, при изменении величины z в пределах $0,1 \dots 1$ первое слагаемое больше второго. При значениях $z \geq 2$, наоборот, второе слагаемое больше первого, причем, второе слагаемое интенсивно увеличивается, вызывая увеличение суммы двух слагаемых (относительную себестоимость обработки \bar{C}). Следовательно, с увеличением величины z , что соответствует увеличению производительности обработки, относительная себестоимость обработки \bar{C} первоначально интенсивно уменьшается (за счет уменьшения первого слагаемого), затем интенсивно увеличивается (за счет увеличения второго слагаемого).

Поэтому при выборе оптимальных параметров обработки необходимо строго соблюдать условие минимума себестоимости обработки, т.к. незначительное отклонение величины z от значения $z=1$ будет приводить к увеличению \bar{C} (рис. 2).

Таблица 2

Расчетные значения величин $1/z$; $0,5 \cdot z^2$ и $\bar{C} = 1/z + 0,5 \cdot z^2$ для $m=3$

z	0,1	0,5	1	2	3
$1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$0,5 \cdot z^2$	0,005	0,125	0,5	2	4,5
$\bar{C} = 1/z + 0,5 \cdot z^2$	10	2,125	1,5	2,5	4,83

Известно, что применение более прогрессивных конструкций режущих инструментов способствует повышению их стойкости. Это выражается в уменьшении коэффициента m , например, до значения $m=3$ и ниже. Поэтому проведем анализ относительной себестоимости обработки \bar{C} в соответствии с зависимостью (16) для $m=3$. В этом случае первое слагаемое зависимости (16) остается прежним, а второе – принимает вид $0,5 \cdot z^2$. Тогда их сумма равна $\bar{C} = 1/z + 0,5 \cdot z^2$.

В табл. 2 приведены результаты расчетов для случая $m=3$, которые показывают, что по сравнению со случаем $m=5$ второе слагаемое, а соответственно и сумма двух слагаемых, уменьшаются, причем, для $z > 1$ – значительно. Это указывает на необходимость применения инструментальных материалов, обладающих повышенной износостойкостью и способных сохранять свои режущие

свойства при высоких температурах резания, что позволяет повысить стойкость режущего инструмента. Уменьшение себестоимости обработки, естественно, обеспечивает повышение производительности обработки и в целом эффективности производства.

Выводы: В работе теоретически решена задача минимизации себестоимости обработки и показано, что выбор оптимальных режимов резания, обеспечивающих наименьшую себестоимость и наибольшую производительность обработки, всецело зависит от стойкости режущего инструмента. Исходя из этого, сформулированы практические рекомендации по повышению эффективности механической (лезвийной) обработки на основе критерия наименьшей себестоимости. Они состоят, прежде всего, в применении инструментальных материалов, обладающих повышенной износостойкостью и способных сохранять свои режущие свойства при высоких температурах резания, что позволяет повысить стойкость режущего инструмента.

Список литературы

1. Маталин А.А. Технология машиностроения: учебник / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
2. Технологія машинобудування: підручник / О.В. Якимов, В.М. Царюк, О.О. Якимов, Г.О. Оборський, В.П. Ларшин, О.В. Самойленко. – Одеса: Астропринт, 2001. – 608 с.
3. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. – Одеса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
4. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.

Анотація

Теоретичний аналіз умов зменшення собівартості механічної обробки

Проведено теоретичний аналіз зміни собівартості обробки залежно від продуктивності й визначені оптимальні умови обробки. Виконано оцінку впливу режимів різання й економічних параметрів обробки на собівартість і продуктивність обробки

Abstract

A theoretical analysis of the conditions to reduce the cost of machining

The theoretical analysis of change the prime price of treatment is conducted depending on the productivity and the optimum terms of treatment are certain. The estimation of influence of the modes of cutting and economic parameters of treatment is produced on a prime price and proizvoditel'nost' of treatment

ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ОПЕРАЦИИ ШЛИФОВАНИЯ ВНУТРЕННИХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПО КРИТЕРИЮ НАИМЕНЬШЕГО ОСНОВНОГО ВРЕМЕНИ ОБРАБОТКИ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, **Ковальчук А.Н.**, канд. техн. наук, **Бережной Р.А.**
(Харьковский национальный экономический университет,
ОАО Харьковский машиностроительный завод "Свет шахтера")

Теоретически обоснованы условия повышения точности и производительности обработки при внутреннем шлифовании. Доказана эффективность применения схемы внутреннего шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами, т.е. без продольной подачи

Введение и постановка задачи. Обеспечение высоких показателей точности обработки деталей машин является важнейшим условием повышения их эксплуатационных свойств и надежности работы машины в целом. Поэтому вопросам точности обработки деталей в технологии машиностроения постоянно уделяется большое внимание [1,2,3]. В значительной степени это относится к финишной обработке внутренних цилиндрических поверхностей деталей редукторов, к которым предъявляются высокие требования по точности обработки. Однако их выполнение характеризуется высокой трудоемкостью финишных операций, в частности, операций внутреннего шлифования. Как показывает практика, основной причиной низкой эффективности обработки является возникновение значительных упругих перемещений в технологической системе в связи с относительно низкой жесткостью ее элементов при внутреннем шлифовании. Применение абразивных кругов с повышенной режущей способностью в полном объеме данную задачу не решает. Перспективным направлением ее решения является оптимальное управление упругими перемещениями в процессе внутреннего шлифования, для чего необходимо математически описать закономерности их изменения во времени и на этой основе провести оптимизацию структуры и параметров внутреннего шлифования по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности. В связи с этим решение задачи повышения эффективности финишной обработки внутренних цилиндрических поверхностей деталей редукторов приводов шахтных конвейеров имеет большое научное и практическое значение, т.к. позволяет повысить качество и долговечность изготавливаемых машин. Цель работы – повышение точности и производительности обработки внутренних цилиндрических поверхностей деталей редукторов на финишных операциях путем оптимизации их структуры и параметров.

Материалы и результаты исследований. Предположим, что в системе создан начальный натяг величиной y_0 и шлифование производится с отключенной радиальной подачей станка, т.е. сьем материала происходит за счет возникающих в

технологической системе упругих перемещений. Тогда на 1-ом проходе круга (в продольном направлении) будет выполняться условие: $y_0 = t_1 + y$, где t_1 – глубина

шлифования на 1-ом проходе круга, м; $y = \frac{\sigma \cdot Q_\phi}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет} \cdot t_1}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = B_1 \cdot t_1$ –

величина упругого перемещения в технологической системе [4], м; σ – условное напряжение резания, Н/м²; $K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования;

P_z, P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; c – жесткость технологической системы, Н/м; $Q_\phi = H \cdot V_{дет} \cdot t_1$ – фактическая производительность обработки, м³/с; H – ширина шлифования (высота круга), м;

$V_{кр}, V_{дет}$ – скорости круга и детали, м/с; t_ϕ – фактическая глубина шлифования, м; $B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ – безразмерный параметр.

Из условия $y_0 = t_1 + y$ имеем $t_1 = \frac{y_0}{(1 + B_1)} = y_0 \cdot m_1$, где $m_1 = \frac{1}{(1 + B_1)}$. На 2-ом

проходе круга условие $y_0 = t_1 + y$ видоизменится: $y_0 - t_1 = t_2 + y$ или $y_0 - t_1 = t_2 + m_1 \cdot t_2$, где t_2 – глубина шлифования на 2-ом проходе круга, м. Откуда $t_2 = y_0 \cdot m_1 \cdot (1 - m_1)$.

На 3-ем проходе круга условие $y_0 = t_1 + y$ опишется: $y_0 - t_1 - t_2 = t_3 + y$ или $y_0 - t_1 - t_2 = t_3 + m_1 \cdot t_3$, где t_3 – глубина шлифования на 3-ем проходе круга, м. Откуда $t_3 = y_0 \cdot m_1 \cdot [1 - m_1 - m_1 \cdot (1 - m_1)] = y_0 \cdot m_1 \cdot (1 - m_1)^2$.

На 4-ом проходе условие $y_0 = t_1 + y$ опишется: $y_0 - t_1 - t_2 - t_3 = t_4 + y$ или $y_0 - t_1 - t_2 - t_3 = t_4 + m_1 \cdot t_4$, где t_4 – глубина шлифования на 4-ом проходе круга, м. Откуда $t_4 = y_0 \cdot m_1 \cdot [1 - m_1 - m_1 \cdot (1 - m_1) - m_1 \cdot (1 - m_1)^2] = y_0 \cdot m_1 \cdot (1 - m_1)^3$.

Данное решение можно распространить для определения глубины шлифования t_n на n -ном проходе круга: $t_n = y_0 \cdot m_1 \cdot (1 - m_1)^{n-1}$. Как следует из рис. 1, с увеличением количества проходов круга n глубина шлифования t_n уменьшается. Причем, характер изменения t_n с увеличением n подчиняется закону бесконечно убывающей геометрической прогрессии со знаменателем $(1 - m_1)$.

Представим $t_n = y_0 \cdot \frac{m_1}{(1 - m_1)} \cdot (1 - m_1)^n$. С учетом $m_1 = \frac{1}{(1 + B_1)}$ соотношение

$$\frac{m_1}{(1 - m_1)} = B_1, \text{ тогда } t_n = \frac{y_0}{B_1} \cdot (1 - m_1)^n = \frac{y_0}{B_1} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{B_1}\right)^n}.$$

Параметр t_n представляет собой фактическую глубину шлифования на n -ном проходе круга. Как видно, с увеличением n фактическая глубина шлифования t_n непрерывно уменьшается, подчиняясь закону убывающей геометрической

ской прогрессии со знаменателем $q = (1 - m_1)$. Сумма значений фактической глубины шлифования t_1, \dots, t_n равна $S_n = \frac{y_0}{B_1} \cdot \left[(1 - m_1) + (1 - m_1)^2 + \dots + (1 - m_1)^n \right]$.

С учетом известной зависимости для определения суммы первых n членов убывающей геометрической прогрессии $S_n = \frac{(a_1 - a_n \cdot q)}{(1 - q)}$, получено

$S_n = y_0 \cdot \left[1 - (1 - m_1)^n \right]$, где $a_1 = \frac{y_0}{B_1} \cdot (1 - m_1)$; $a_n = \frac{y_0}{B_1} \cdot (1 - m_1)^n$ – соответственно

первый и n -ный члены убывающей геометрической прогрессии.

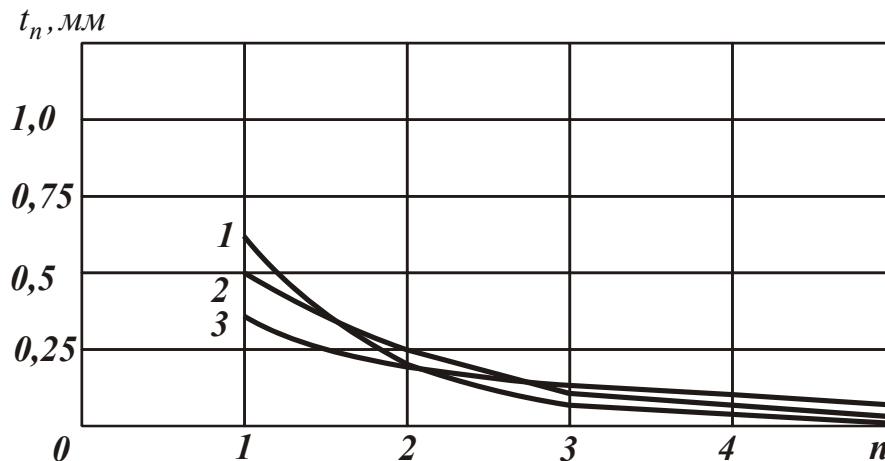


Рис. 1. Зависимость параметра t_n от количества проходов круга n при выхаживании: 1 – $B_1 = 0,5$; 2 – $B_1 = 1$; 3 – $B_1 = 2$.

С учетом $m_1 = \frac{1}{(1 + B_1)}$, имеем

$$S_n = y_0 \cdot \left[1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right]. \quad (1)$$

Используя полученную зависимость (1), определим величину упругого перемещения $y = y_0 - S_n$:

$$y = \frac{y_0}{\left(1 + \frac{1}{B_1} \right)^n}. \quad (2)$$

Как видно, с увеличением n величина y непрерывно уменьшается. Однако, интенсивность ее уменьшения зависит от безразмерного параметра

$B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$. При условиях $B_1 \ll 1$ и $B_1 \gg 1$ зависимость (2) упрощается:

$$y \approx y_0 \cdot B_1^n = y_0 \cdot \left(\frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \right)^n, \quad (3)$$

$$y \approx y_0. \quad (4)$$

Как видно, в первом случае, согласно зависимости (3), чем меньше безразмерный параметр $B_1 \ll 1$, тем меньше величина упругого перемещения y . В этом случае с увеличением n величина y будет непрерывно уменьшаться.

Во втором случае, исходя из зависимости (4), величина упругого перемещения y фактически будет оставаться постоянной или несущественно уменьшаться с увеличением n . На первый взгляд может показаться, что добиться исправления погрешностей обработки в данном случае сложно, т.к. шлифовальный круг, по сути, будет копировать форму обрабатываемой поверхности фактически без съема материала. Однако, проведенный анализ основного времени обработки τ показал, что наименьшее основное время обработки (при обеспечении заданного значения y) достигается именно во втором случае. Данный вывод вытекает из следующих расчетов.

Основное время обработки τ при плоском шлифовании определяется зависимостью $\tau = \tau_0 \cdot n$, где $\tau_0 = L / V_{дет}$ – время одного продольного хода круга, с; L – длина хода круга, м.

Разрешим зависимость (2) относительно параметра $B_1 = \frac{1}{\left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1 \right)}$. Вы-

ражая скорость детали $V_{дет}$ через основное время обработки τ , получим

$$\tau = \frac{\sigma \cdot H \cdot L \cdot n}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1 \right). \quad (5)$$

В итоге пришли к зависимости, которая была получена в работе [5]. Как видно, количество проходов круга n неоднозначно влияет на основное время обработки τ . При $n \rightarrow \infty$ функция τ имеет неопределенность вида $(\infty \cdot 0)$.

Осуществляя переход к неопределенности вида $\left(\frac{0}{0} \right)$ и подчиняя полученную зависимость правилу Лопиталья, имеем

$$\tau = \frac{\sigma \cdot H \cdot L}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{\left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1 \right)'}{\left(\frac{1}{n} \right)'} = \frac{\sigma \cdot H \cdot L}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \frac{y_0}{y}. \quad (6)$$

Таким образом, теоретически доказано, что с увеличением $n \rightarrow \infty$ и $V_{дет} \rightarrow \infty$ в соответствии с зависимостью $\tau = \tau_0 \cdot n$, основное время обработки τ уменьшается, асимптотически приближаясь к минимальному значению (рис. 2). Следовательно, более эффективным с точки зрения уменьшения τ (при

обеспечении заданного значения y), является второй случай, когда $B_1 \gg 1$, т.е. случай многопроходного шлифования. Несмотря на то, что второе слагаемое в знаменателе зависимости (2) стремится к нулю, за счет бесконечного увеличения n происходит уменьшение величины y и таким образом достигается эффект шлифования по критерию наименьшего основного времени обработки τ .

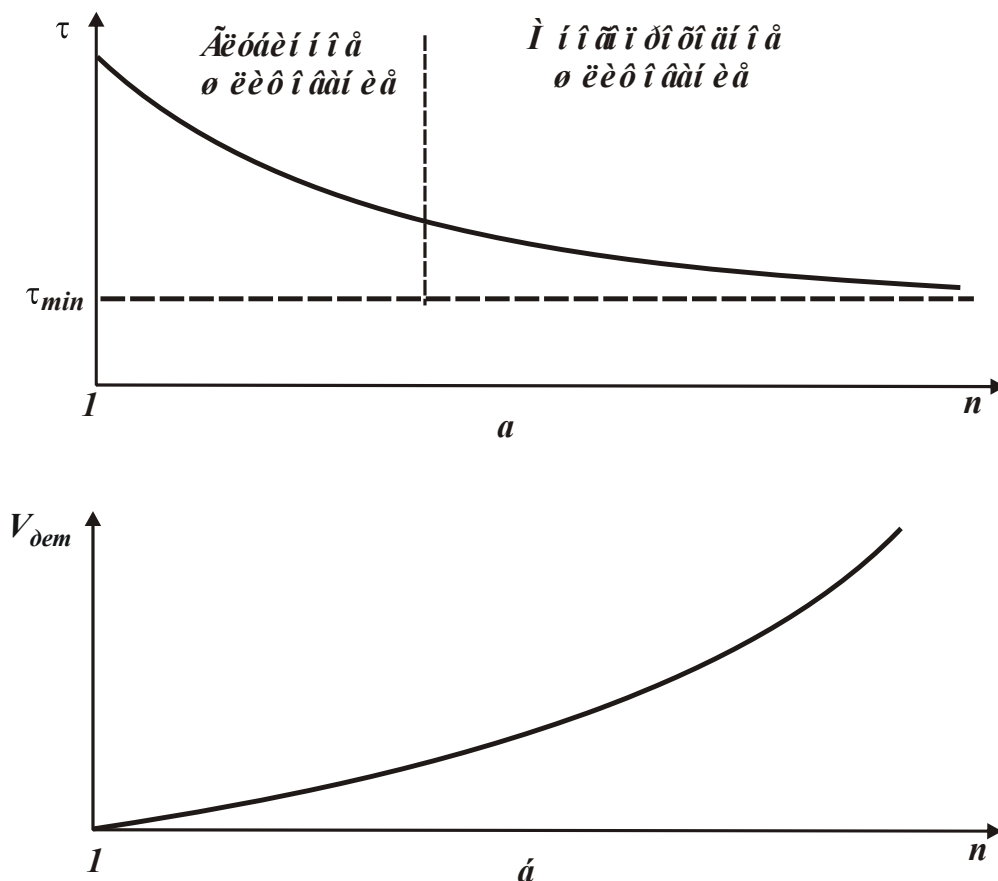


Рис. 2. Зависимости основного времени обработки τ (а) и скорости детали $V_{дет}$ (б) от количества проходов круга n .

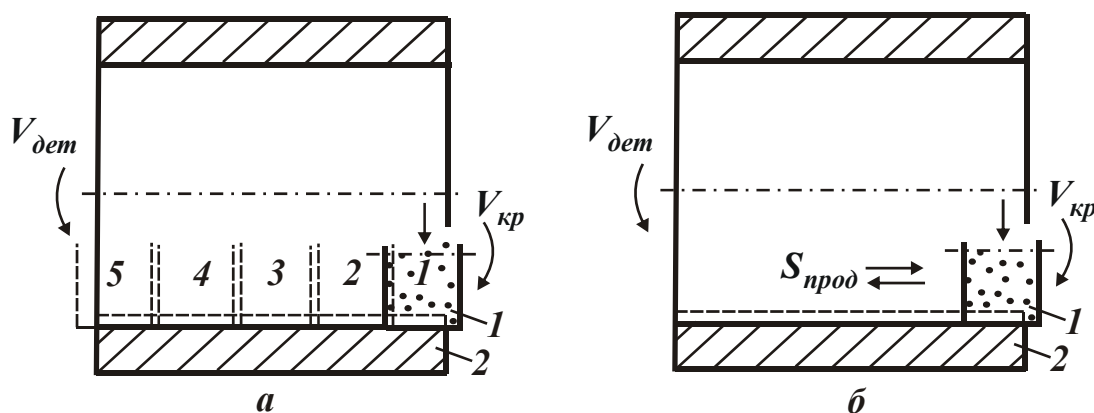


Рис. 3. Схемы круглого внутреннего шлифования: а – без продольной подачи (схема шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами); б – с продольной подачей.

Используя полученную зависимость (6), оценим возможности уменьшения основного времени обработки τ при круглом внутреннем шлифовании, реализуя упругую схему шлифования с начальным натягом в технологической системе, равным или кратным величине снимаемого припуска (т.е., по сути, рассмотренную выше схему выхаживания). Для этого проанализируем две схемы шлифования: с отключенной и включенной продольной подачей, рис. 3. В первом случае величина L примет вид $L = \pi \cdot D_{dem}$ и соответственно зависимость (6), описывающая минимальное значение основного времени обработки, выразится

$$\tau_{min} = \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot H \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \frac{y_0}{y}. \quad (7)$$

Как известно, основной причиной низкой эффективности круглого внутреннего шлифования (по критериям точности и производительности обработки) является низкая жесткость технологической системы c . Это подтверждается зависимостью (7), согласно которой с уменьшением жесткости c основное время обработки τ увеличивается. Добиться уменьшения τ в этих условиях (при заданном значении y) можно лишь уменьшением отношения $\sigma / K_{рез}$ и увеличением скорости круга $V_{кр}$. Следовательно, возможность уменьшения τ при круглом внутреннем шлифовании весьма ограничена.

Необходимо отметить, что зависимость (7) получена при условиях: $n \rightarrow \infty$ и $V_{dem} \rightarrow \infty$. Естественно, в реальных условиях шлифования скорость детали V_{dem} не беспредельна. Поэтому ее следует устанавливать максимально возможной для каждого конкретного шлифовального станка.

Учитывая то, что возможности увеличения скорости круга $V_{кр}$ ограничены, основным путем уменьшения τ является уменьшение энергоемкости обработки σ за счет повышения режущей способности круга, а также снижения интенсивности трения в зоне резания на основе применения эффективных технологических сред, импрегнации (термообработки) абразивного круга и т.д.

Эффективным решением в данном направлении является обеспечение режима самозатачивания круга, который благодаря интенсивному износу позволяет своевременно удалять с рабочей поверхности круга затупившиеся абразивные зерна, не допуская образования на них значительных площадок износа, а также не допуская засаливания рабочей поверхности круга продуктами обработки. Для практической реализации данного условия целесообразно использовать мягкие и среднемягкие абразивные круги или алмазные круги на относительно мягких связках (органической и керамической).

При использовании алмазных кругов на прочных металлических связках необходимо применять эффективные методы электроэрозионной или электрохимической правки круга с целью постоянного поддержания в процессе шлифования его высокой режущей способности.

Рассмотрим теперь вторую схему круглого внутреннего шлифования – с продольной подачей, т.е. схему круглого внутреннего продольного шлифования. В этом случае зависимость $\tau = \tau_0 \cdot n$ примет вид $\tau = n \cdot l / S_{прод}$, где l –

длина обрабатываемой детали (длина обрабатываемого отверстия), м; $S_{прод}$ – скорость продольной подачи, м/с.

Выразим безразмерный параметр $B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ применительно к условиям круглого внутреннего шлифования. Для этого воспользуемся кинематическим соотношением $\frac{\pi \cdot D_{дет}}{V_{дет}} = \frac{H}{S_{прод}}$, выражающим время одного вращения обрабатываемой детали. Разрешая его, получим $V_{дет} \cdot H = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод}$. Тогда $B_1 = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ и $\frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = \frac{1}{\left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1\right)}$.

Выражая в зависимости скорость продольной подачи $S_{прод}$ через τ , имеем

$$\tau = \frac{\sigma \cdot F \cdot n}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1\right), \quad (8)$$

где $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot l$ – площадь обрабатываемой поверхности, м².

В результате получили зависимость, аналогичную (5), в которой функцию скорости детали $V_{дет}$ выполняет скорость продольной подачи $S_{прод}$. Также как и в зависимости (5), основное время обработки τ неоднозначно зависит от количества проходов круга n . Поэтому, подчиняя зависимость (8) правилу Лопиталю (для раскрытия неопределенности вида $\left(\frac{0}{0}\right)$), приходим к зависимости

$$\tau_{min} = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \frac{y_0}{y}. \quad (9)$$

Данная зависимость справедлива для условий обработки $n \rightarrow \infty$ и $S_{прод} \rightarrow \infty$, т.е. эффективно обработку выполнять по схеме многопроходного шлифования (рис. 4).

Как известно, на практике реализуется условие $S_{прод} \ll V_{дет}$. Поэтому бесконечно увеличивать скорость продольной подачи $S_{прод}$ нельзя, она может изменяться в небольших пределах. Следовательно, реализовать на практике при круглом внутреннем шлифовании минимально возможное значение τ_{min} не представляется возможным. В то же время получило применение круглое наружное и внутреннее шлифование с продольной осцилляцией круга, позволяющее существенно увеличить скорость подачи $S_{прод}$ по сравнению с традиционно применяемыми схемами внутреннего продольного многопроходного шлифования. Этим, отчасти, подтверждается достоверность приведенного выше теоретического решения, согласно которому эффект обработки достигается за счет увеличения $S_{прод} \rightarrow \infty$.

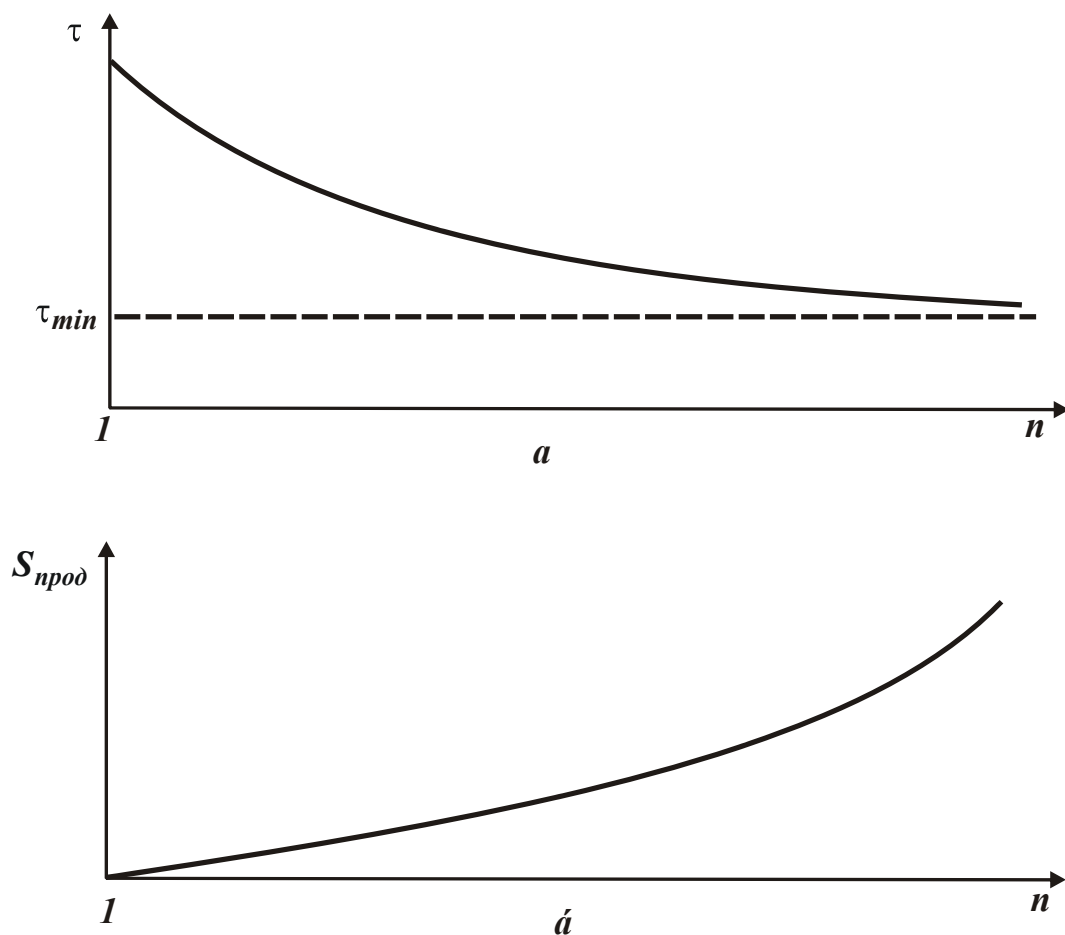


Рис. 4. Зависимости основного времени обработки τ (а) и скорости продольной подачи $S_{прод}$ (б) от количества проходов круга n при шлифовании по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе.

Поэтому, на основе сказанного, в качестве расчетной зависимости для определения τ необходимо рассматривать зависимость (8), учитывая то, что с увеличением n и $S_{прод}$ наблюдается тенденция уменьшения τ . Расчет наименьшего основного времени обработки τ в данном случае производится следующим образом. Задается максимально возможная для рассматриваемого шлифовального станка величина $S_{прод}$. По зависимости (8) определяется необходимое количество проходов круга n , а по зависимости $\tau = n \cdot l / S_{прод}$ – основное время обработки τ .

Таким образом, получены аналитические зависимости для определения основного время обработки τ для двух схем круглого внутреннего шлифования – без продольной подачи и с продольной подачей. Естественно при этом возникает вопрос, какой из двух схем отдать предпочтение. Для ответа на данный вопрос необходимо зависимости (7) и (9) привести к одинаковой площади обрабатываемой поверхности, рассматривая зависимость (7) в виде

$$\tau = z \cdot \tau_{min} = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \frac{y_0}{y}, \quad (10)$$

где $z = l/H$ – количество установок круга вдоль обрабатываемой цилиндрической поверхности при шлифовании без продольной подачи; l – длина обрабатываемой детали (длина обрабатываемого отверстия), м.

В результате установлено, что зависимости (9) и (10) идентичны, однако они реализуются при разном количестве проходов круга n . Лишь в этом различие двух зависимостей. Поскольку $S_{прод} \ll V_{дет}$, то применение первой схемы шлифования (без продольной подачи) позволяет обеспечить большее количество проходов n (при съеме заданного припуска y_0) и соответственно меньшее основное время обработки τ . Следовательно, за счет применения круглого внутреннего шлифования (без продольной подачи), т.е. реализуя так называемую схему шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами [6], появляется возможность уменьшения основного времени обработки τ и повышения производительности обработки (рис. 5). Данная схема шлифования эффективна при обработке деталей, по длине соизмеримых с высотой круга. При шлифовании деталей большей длины можно использовать как первую, так и вторую схемы. Все зависит от значений скорости детали и скорости продольной подачи, реализуемых на шлифовальном станке. Однако, в качестве наиболее предпочтительного варианта обработки следует рассматривать все же первую схему, реализующую метод шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами.

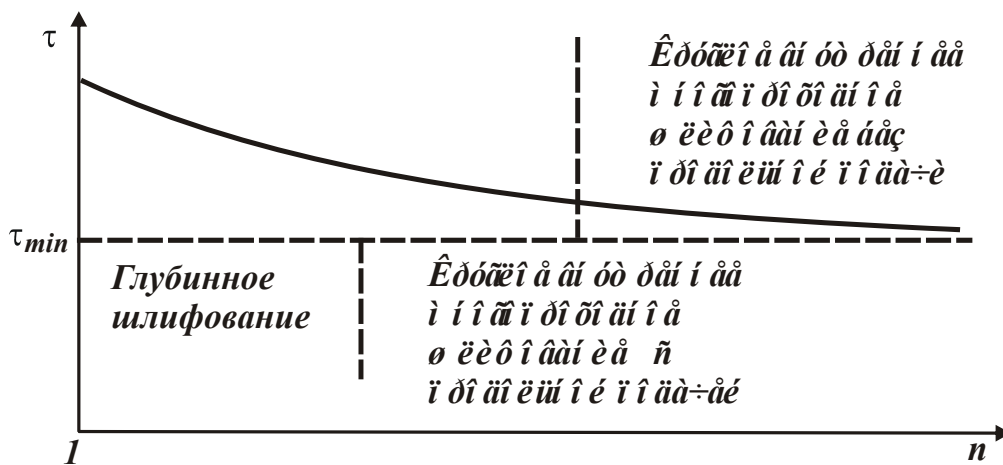


Рис. 5. Характер изменения основного времени обработки τ от количества проходов круга n при круглом внутреннем шлифовании по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе.

Из зависимостей (9) и (10) следует, что с увеличением величины начального натяга y_0 , создаваемого в технологической системе, основное время обработки τ увеличивается, однако не столь существенно, поскольку величина y_0 является аргументом логарифмической функции. В связи с этим оценим характер изменения основного времени обработки τ при съеме припуска $\Pi = k \cdot y_0$ за счет создания в технологической системе k периодических натягов величиной y_0 . Тогда, умножая основное время обработки τ , определяемое зависимостью (10), на ко-

эффицент $k = \Pi / y_0$ с учетом того, что после съема каждого начального натяга y_0 образуется "недорез" величиной y , получим

$$\tau = \frac{\Pi}{y_0} \cdot \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \left(1 + \frac{y_0}{y} \right). \quad (11)$$

С учетом $\frac{\Pi}{y} = \frac{\Pi}{y_0} \cdot \frac{y_0}{y}$ зависимость (11) выразим через отношение y_0 / y :

$$\tau = \frac{\Pi}{y} \cdot \frac{y}{y_0} \cdot \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \left(1 + \frac{y_0}{y} \right) = \frac{\Pi}{y} \cdot \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \alpha_1, \quad (12)$$

где $\alpha_1 = \frac{y}{y_0} \cdot \ln \left(1 + \frac{y_0}{y} \right)$ – безразмерная величина.

В результате получена аналитическая зависимость для определения наименьшего основного времени обработки τ с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности, обусловленного упругим перемещением, возникающим в технологической системе. Это позволяет, по сути, решить задачу определения максимально возможной производительности обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности.

Как следует из зависимости (12), основное время обработки τ неоднозначно зависит от величины y_0 . Следовательно, может иметь место экстремум функции τ от величины y_0 . Для его определения подчиним функцию τ необходимому условию экстремума: $\tau'_{y_0} = 0$. После несложных преобразований получено уравнение относительно неизвестной величины y_0 / y :

$$\frac{y}{y_0} \cdot \left(1 + \frac{y_0}{y} \right) \cdot \ln \left(1 + \frac{y_0}{y} \right) = 1. \quad (13)$$

Анализ уравнения (13) показывает, что при условии $\frac{y_0}{y} \geq 1$ левая часть всегда больше правой части. Следовательно, экстремум функции τ от величины y_0 отсутствует, имеет место непрерывно изменяющаяся зависимость функции τ от величины y_0 .

Таблица 1

Расчетные значения безразмерной величины α_1

y_0 / y	1	1,25	2,5	5	10	20	100	1000
y / y_0	1	0,8	0,4	0,2	0,1	0,05	0,01	0,001
α_1	0,7	0,648	0,5	0,36	0,24	0,153	0,046	0,007

В табл. 1 приведены расчетные значения безразмерной величины α . Как видно, с увеличением отношения y_0 / y безразмерная величина α_1 непрерывно уменьшается с интенсивностью, ниже линейной зависимости. Так, при увеличении отношения y_0 / y в 1000 раз безразмерная величина α_1 уменьшилась в 100 раз. Поэтому добиться наименьшего значения основного времени обработки τ можно при

установлении величины y_0 , равной величине снимаемого припуска Π . Уменьшение величины y_0 ведет к увеличению основного времени обработки τ . На рис. 6 в обобщенном виде представлена структурная схема условий уменьшения основного времени τ при внутреннем шлифовании по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе (по сути, по схеме выхаживания).



Рис. 6. Структурная схема условий уменьшения основного времени τ при круглом внутреннем шлифовании по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе.

Выводы. Расчетами установлено, что при внутреннем шлифовании по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе (т.е. по схеме выхаживания) основное время обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемой поверхности уменьшается с увеличением количества проходов круга и скорости детали, асимптотически приближаясь к наименьшему значению. Этим доказана эффективность применения многопроходного шлифования по сравнению с однопроходным (глубинным) шлифовании. Доказано также, что данная закономерность справедлива при круглом внутреннем шлифовании, осуществляемом без продольной и с продольной подачей. В первом случае (при шлифовании последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступа-

ми) эффект обработки достигается за счет существенного увеличения скорости детали, а во втором случае – за счет увеличения скорости продольной подачи. Учитывая то, что на шлифовальном станке можно реализовать более высокие значения скорости детали по сравнению со скоростью продольной подачи, сделан вывод об эффективности применения схемы круглого внутреннего шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами, т.е. без продольной подачи.

Список литературы

1. Лурье Г.Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г.Б. Лурье. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103 с.
2. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
3. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С.Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
5. Новиков Ф.В. Расчет и анализ закономерностей изменения величины упругого перемещения при шлифовании с течением времени обработки / Ф.В. Новиков, И.А. Рябенков // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ "ХПИ". – 2008. – Вып. 75. – С. 299-305.
6. Кащук В.А. Справочник шлифовщика / В.А. Кащук, А.Б. Верещагин. – М.: Машиностроение, 1988. – 480 с.

Анотація

Оптимізація структури й параметрів операції шліфування внутрішніх циліндричних поверхонь за критерієм найменшого основного часу обробки

Теоретично обґрунтовані умови підвищення точності й продуктивності обробки при внутрішньому шліфуванні. Доведена ефективність застосування схеми внутрішнього шліфування послідовними врізаннями – із радіальною подачею уступами, тобто без поздовжньої подачі

Abstract

Optimization of structure and parameters of operation of polishing of internal cylindrical surfaces on the criterion of the least basic time of treatment

In theory the terms of increase of exactness and proizvoditel'no-sti treatment are grounded at the internal polishing. Is efficiency of application of chart of the internal polishing successive threading-ins wellproven – with a radial serve ledges, I.e. without a longitudinal serve

ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ КРУГЛОМ ШЛИФОВАНИИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ

Иванов И.Е., канд. техн. наук

(Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь)

Обоснованы условия повышения производительности обработки при круглом шлифовании крупногабаритных деталей из труднообрабатываемых материалов на основе оптимизации режимов резания

Введение и постановка задачи. Повышение производительности обработки при шлифовании деталей из труднообрабатываемых материалов является важнейшей задачей машиностроения. Это связано с тем, что такие материалы как твердые сплавы, технические керамики, наплавочные материалы твердостью HRC 60...63 обрабатываются исключительно шлифованием. Процесс протекает с высокой силовой и тепловой напряженностью, что снижает производительность и качество обработки [1-4]. В особой мере это относится к процессу круглого шлифования контактных поверхностей крупногабаритных деталей металлургического назначения с износостойкими наплавленными материалами твердостью свыше HRC 60. Поэтому изыскание новых технологических возможностей шлифования деталей из труднообрабатываемых материалов требует проведения дальнейших теоретических экспериментальных исследований по установлению новых физических эффектов обработки.

Цель работы – обоснование путей повышения производительности обработки при круглом шлифовании крупногабаритных деталей из труднообрабатываемых материалов на основе оптимизации режимов резания.

Результаты исследований. В общем случае производительность обработки Q при круглом шлифовании определяется зависимостью

$$Q = S_{\text{дл}} \cdot V_{\text{д}} \cdot t, \quad (1)$$

где $S_{\text{дл}}$ – продольная подача, м/об; $V_{\text{д}}$ – скорость детали м/с; t – глубина шлифования, м.

Очевидно, увеличить Q можно увеличением всех входящих в данную зависимость параметров. Однако, как показывает практика, увеличить беспрельдно производительность Q нельзя, она имеет конечное значение, обусловленное проявлением различных по природе факторов: износа круга, образования в технологической системе упругих перемещений и колебаний (которые могут привести к остановке электродвигателя или поломке станка); тепловыделения в зоне резания и образование на обрабатываемых поверхностях прижогов и других температурных дефектов и т.п. Поэтому производительность обработки Q должна быть ограничена. При глубинном шлифовании основным ограничивающим фактором следует рассматривать предельную толщину среза, обу-

словленную прочностными свойствами рабочей поверхности круга (прочностью зерен и связки). Естественно, для каждого обрабатываемого материала предельная толщина среза различна. В работе [5] получены аналитические зависимости для определения максимально возможной производительности обработки Q и реализующей ее скорости детали $V_{\dot{a}\dot{a}\dot{o}}$ при круглом наружном шлифовании с учетом ограничения по предельной толщине среза a_z :

$$Q = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot V_{\dot{e}\dot{o}}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}; \quad (2)$$

$$V_{\dot{a}\dot{a}\dot{o}} = \frac{Q}{B \cdot t} = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot V_{\dot{e}\dot{o}}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2}{t \cdot \rho}}, \quad (3)$$

где γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна; k_0 – количество зерен, расположенных на единице площади рабочей поверхности круга, шт/м²; b – высота выступания режущего зерна над уровнем связки круга, м; B – ширина шлифования, м; t – глубина шлифования, м; $\rho = 1/R_{\dot{e}\dot{o}} + 1/R_{\dot{a}\dot{a}\dot{o}}$; $R_{\dot{e}\dot{o}}, R_{\dot{a}\dot{a}\dot{o}}$ – соответственно радиусы круга и детали, м; $V_{\dot{e}\dot{o}}$ – скорость круга, м/с.

Как видно, максимально возможная производительность обработки Q тем больше, чем больше параметры γ , k_0 , B , a_z , t и меньше b . Скорость детали $V_{\dot{a}\dot{a}\dot{o}}$, в отличие от производительности обработки Q , с увеличением глубины шлифования t уменьшается. Следовательно, применение глубинного шлифования позволяет в максимальной степени реализовать прочностные свойства рабочей поверхности круга, обобщенно определяемые предельной толщиной среза.

При многопроходном шлифовании в условиях небольших глубин шлифования и увеличенных (по сравнению с глубинным шлифованием) значениях скорости детали $V_{\dot{a}\dot{a}\dot{o}}$ ограничение по предельной толщине среза может иметь место при высокой жесткости технологической системы. При низкой жесткости системы (в условиях образования значительных упругих перемещений), как показано в работе [6], существует значение упругого перемещения $\acute{o}_{\dot{o}\dot{n}\dot{o}}$, при котором процесс шлифования стабилизируется во времени (по проходам n , рис. 1). В этом случае основным ограничивающим фактором процесса следует рассматривать величину упругого перемещения (начального натяга в технологической системе)

или радиальную составляющую силы резания $D_{\acute{o}}$ (радиальное усилие).

Исходя из работы [6], величина $\acute{o}_{\dot{o}\dot{n}\dot{o}}$ определяется зависимостью

$$\acute{o}_{\dot{o}\dot{n}\dot{o}} = \frac{\sigma \cdot Q}{\tilde{n} \cdot \hat{E}_{\sigma} \cdot V_{\dot{e}\dot{o}}} \quad \text{или} \quad (4)$$

$$D_{\acute{o}} = \tilde{n} \cdot \acute{o}_{\dot{o}\dot{n}\dot{o}} = \frac{\sigma \cdot Q}{\hat{E}_{\sigma} \cdot V_{\dot{e}\dot{o}}}, \quad (5)$$

где \tilde{n} – жесткость технологической си-

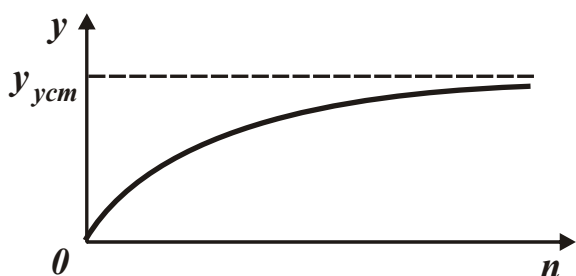


Рис. 1. Характер изменения величины упругого перемещения y в зависимости от количества проходов n .

стемы, Н/м; $\hat{E}_\sigma = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования; P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н; σ – условное напряжение резания, Н/м².

Задавая значения $\acute{o}_{\acute{o}\acute{n}\acute{o}}$ или $D_\acute{o}$ из зависимостей (4) или (5) несложно установить максимально возможную производительность обработки Q :

$$Q = \frac{c \cdot \hat{E}_\sigma \cdot V_{\acute{e}\acute{o}} \cdot \acute{o}_{\acute{o}\acute{n}\acute{o}}}{\sigma} \quad \text{или} \quad (6)$$

$$Q = \frac{\hat{E}_\sigma \cdot V_{\acute{e}\acute{o}} \cdot D_\acute{o}}{\sigma}. \quad (7)$$

В данном случае максимально возможная производительность обработки Q тем больше, чем больше параметры \acute{n} , \hat{E}_σ , $V_{\acute{e}\acute{o}}$, $\acute{o}_{\acute{o}\acute{n}\acute{o}}$ и меньше σ или, исходя из зависимости (7), чем больше радиальное усилие $D_\acute{o}$. В итоге пришли, по сути, к упругой схеме шлифования, поскольку роль величины начального натяга в технологической системе $\acute{o}_{\acute{o}\acute{n}\acute{o}}$ выполняет радиальное усилие $D_\acute{o}$ – за счет которого и создается начальный натяг $\acute{o}_{\acute{o}\acute{n}\acute{o}}$.

Как видно, производительность обработки при шлифовании по жесткой схеме в зависимости от ограничивающего фактора описывается различными аналитическими зависимостями (2) и (7). В условиях низкой жесткости технологической системы производительность обработки Q всецело определяется радиальным усилием $D_\acute{o}$ согласно зависимости (7). Параметры режима шлифования: глубина шлифования t , продольная подача $S_{\acute{i}\acute{o}\acute{i}\acute{a}}$ и скорость детали $V_{\acute{a}\acute{a}\acute{o}}$ в зависимость (7) не входят. Это позволяет рассматривать данную жесткую схему шлифования как упругую схему шлифования. С этой точки зрения жесткая и упругая схемы шлифования равносильны. Для практической реализации жесткой схемы шлифования необходимо в технологической системе создать начальный натяг $\acute{o}_{\acute{o}\acute{n}\acute{o}}$ и в процессе шлифования его постоянно поддерживать. Глубину шлифования t на каждом проходе круга необходимо устанавливать в соответствии с зависимостью

$$t = \frac{Q}{B \cdot V_{\acute{a}\acute{a}\acute{o}}} = \frac{\hat{E}_\sigma \cdot V_{\acute{e}\acute{o}} \cdot D_\acute{o}}{\sigma \cdot B \cdot V_{\acute{a}\acute{a}\acute{o}}} \quad (8)$$

для заданных значений B , $V_{\acute{a}\acute{a}\acute{o}}$ и $D_\acute{o} = \acute{n} \cdot \acute{o}_{\acute{o}\acute{n}\acute{o}}$.

При низкой жесткости технологической системы величина $\acute{o}_{\acute{o}\acute{n}\acute{o}}$ может многократно превышать глубину шлифования t , тогда как при увеличенной жесткости технологической системы $\acute{o}_{\acute{o}\acute{n}\acute{o}} < t$.

Производительность обработки Q может быть также представлена

$$Q = \pi \cdot D_{\acute{a}\acute{a}\acute{o}} \cdot S_{\acute{i}\acute{o}} \cdot t, \quad (9)$$

где $D_{\acute{a}\acute{a}\acute{o}}$ – диаметр детали, м; $S_{\acute{i}\acute{o}}$ – скорость продольной подачи, м/с.

При круглом шлифовании крупногабаритной детали заданную производительность обработки Q в связи с увеличенным диаметром детали $D_{\acute{a}\acute{a}\acute{o}}$ можно

обеспечить за счет существенного уменьшения $S_{i\delta i\ddot{a}}$. Скорость детали $V_{\ddot{a}\ddot{a}\ddot{o}}$ в этом случае не входит в зависимость (9) и, следовательно, не влияет на Q : она может изменяться в широких пределах, выполняя чисто технологические функции. Например, обеспечивать необходимую продольную подачу на оборот детали $S_{i\delta i\ddot{a}}$. Тогда

$$V_{\ddot{a}\ddot{a}\ddot{o}} = S_{i\delta} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\ddot{a}\ddot{a}\ddot{o}}}{S_{i\delta i\ddot{a}}} . \quad (10)$$

В данной зависимости все три параметра заданы, что позволяет вполне однозначно определить $V_{\ddot{a}\ddot{a}\ddot{o}}$.

На основе описанного подхода к определению условий обработки при шлифовании с низкой жесткостью технологической системы разработан и реализован на практике технологический процесс круглого шлифования контактных поверхностей крупногабаритных деталей металлургического назначения (малых и больших конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей) с износостойкими наплавленными материалами [7]. Процесс осуществляется с применением крупнозернистых абразивных кругов, работающих в режиме интенсивного износа и самозатачивания, что обеспечивает высокую режущую способность круга и возможность стабильного протекания во времени процесса шлифования.

Вместе с тем, как показывает производственный опыт, трудоемкость процесса шлифования остается достаточно высокой, поскольку приходится удалять значительный припуск – 5...7 мм на сторону. Попытки увеличения производительности обработки за счет увеличения начального натяга в технологической системе $\acute{o}\acute{o}\acute{n}\acute{o}$ положительных результатов не дает, т.к. при этом, во-первых, увеличивается износ круга до неприемлемого уровня. Во-вторых, в технологической системе возникают интенсивные вибрации, что ухудшает процесс съема припуска и нарушает стабильность протекания процесса шлифования. Это требует проведения дальнейших исследований по определению путей устранения колебаний в технологической системе и снижения интенсивности износа круга в условиях высокопроизводительного шлифования.

Выводы. Теоретически определены условия повышения производительности обработки при круглом шлифовании с учетом ограничения по предельной толщине среза отдельным зерном круга и с учетом ограничения по величине начального натяга в технологической системе при шлифовании с низкой жесткостью системы. Доказано, что во втором случае по уровню производительности обработки жесткая и упругая схемы шлифования равносильны. При этом производительность определяется главным образом начальным натягом в технологической системе и соответственно величиной радиального усилия. Полученные теоретические решения позволяют обосновать закономерности устойчивого протекания процесса шлифования во времени и правильно определить наиболее выгодные режимы резания при шлифовании. Результаты исследований использованы в производстве для совершенствования технологического процесса круглого шлифования контактных поверхностей крупногабаритных деталей металлургического назначения с износостойкими наплавленными материалами.

Список литературы

1. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
2. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. проф. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
3. Попов С.А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С.А. Попов, Н.П. Малевский, Л.М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.
4. Рыбицкий В.А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями / В.А. Рыбицкий. – К.: Общество ”Знание” УССР, 1987. – 23 с.
5. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук: спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ф.В. Новиков. – Одесса, 1995. – 36 с.
6. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. ”Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
7. Андилахай В.А. Выбор оптимальной схемы шлифования контактных (наплавленных) поверхностей крупногабаритных изделий металлургического назначения / В.А. Андилахай // Труды 16-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”. – 2010. – С. 119-124.

Анотація

Підвищення продуктивності обробки при круглому шліфуванні великогабаритних деталей

Обґрунтовано умови підвищення продуктивності обробки при круглому шліфуванні великогабаритних деталей з важкооброблюваних матеріалів на основі оптимізації режимів різання

Abstract

Increase of the productivity of treatment at the round polishing of krupnogabaritnykh details

The terms of increase of the productivity of treatment at the round polishing of krupnogabaritnykh details are Grounded from hard-processing materials on the basis of optimization of the cutting modes

ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ АБРАЗИВНЫМИ ЗЕРНАМИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Сизый Ю.А., докт. техн. наук, НТУ «ХПИ»,
Сталинский Д.В., докт. техн. наук, ГНТЦ «Энергосталь»,
Ушаков А.Н., канд. техн. наук, НТУ «ХПИ»

В статье предложено аналитическое решение задачи последовательного резания абразивными зернами след в след друг другу при шлифовании. Это решение на примере сравнивается с моделированием методом конечных разностей

Введение. В статьях [1,2] представлена разработка конечно-разностной модели нагрева поверхности обрабатываемой шлифованием. При этом обрабатываемая поверхность представляется как набор тонких адиабатических стержней. Каждый такой стержень, проходя зону контакта круга с обрабатываемой поверхностью заготовки подвергается последовательному резанию абразивными зернами, режущими след в след друг другу. При этом каждое зерно срезает со стержня какую-то его часть и величина этой части (толщина среза) с каждым последующим резом уменьшается. Расчет параметров такого резания: толщины среза, время резания, время между резами и др., рассчитываемая согласно алгоритма, описанного в [3].

При перерезании стержня зерном тепловые потоки от работы деформации на плоскости сдвига и трения на задней поверхности зерна нагревают стержень. Плоскость сдвига за время перерезания стержня перемещается вдоль него, т.е. источник тепла от работы деформации движется вдоль стержня с рассчитываемой скоростью и временем. Источник тепла от работы трением на задней поверхности (площадки износа зерна) действует сразу же за источником тепла от работы деформации и в отличие от него не перемещается вдоль стержня. Расчет тепловых потоков от работы деформации и трения представлен в [4].

Рассматриваемая модель в [1, 2] позволяет учитывать изменение теплофизических свойств обрабатываемого материала в зависимости от температуры, в чем ее значительное достоинство. Однако при этом модель является громоздкой, включает в себя большое количество элементов конечной разности. Изменение условий шлифования (режимов резания и характеристики круга) для моделирования согласно разработанной модели требует полного ее перестроения, так как меняется количество резов и продолжительность их. Нужно изменять положение источников тепла вдоль стержня, т.е. практически надо создавать новую модель. Таким образом, становится практически невозможным проведение широких исследований нагрева поверхности шлифованием при его различных условиях. Поэтому целью работы является создание модели последовательного резания абразивными зернами шлифуемой поверхности с возможностью оперативного, с небольшой трудоемкостью изменения условий шлифования.

Результаты исследований. Создание данной модели потребовало отказаться от важного достоинства предыдущей [1, 2], т.е. от учета изменения тепло-

физических свойств обрабатываемого материала с изменением его температуры. Однако учет этих свойств предполагается проводить косвенно сравнением конечно-разностной модели и аналитической предлагаемой в настоящей статье.

Итак, рассмотрим аналитическую модель нагрева адиабатического стержня тепловыми потоками от работы деформации и трения на задней поверхности зерна, координата положения которых вдоль стержня с каждым резом дискретно смещается вдоль стержня приближаясь с каждым резом к обрабатываемой поверхности. Математическая постановка решаемой задачи теплопроводности может быть представлена одномерным уравнением теплопроводности и граничными условиями:

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2}; \quad (1)$$

$$q_p(x_i, \tau_{1i}) = \lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \begin{cases} q_p(x_i, \tau_{1i}) & \text{иначе} \quad t_i < t \leq t_i + \tau_{1i}; \\ 0 & \text{иначе} \quad t_i + \tau_{1i} < t < t_i; \end{cases}$$

$$T(\pm \infty, t) = 0^\circ C;$$

где $i=0, 1 \dots n$ – номер реза; $q_p(x_i, \tau_{1i})$ – тепловой поток от работы деформации для i -того реза с координатой вдоль стержня x_i и временем его действия τ_{1i} ; $q_{tp}(x_i, \tau_{tp})$ – тепловой поток от работы трения на задней поверхности зерна с координатой x_i и временем действия τ_{tp} . λ, a – коэффициенты тепло- и температуропроводности обрабатываемого материала.

Координату x_i положения источника тепла на стержне отсчитываем от поверхности обработанной детали. Положительное ее значение в тело заготовки, отрицательное в тело детали. Решение уравнения (1) описано во многих литературных источниках, а также, в частности, получено операционным методом в [5] и методом источников в [6] при подстановке в это решение скорости движения источника тепла $V=0$:

$$T(x,t) = \frac{q}{2 \cdot \tilde{N} \rho \cdot \sqrt{\pi} \cdot a} \cdot \int_0^\tau \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}} \exp\left(\frac{-x^2}{4 \cdot a \cdot (\tau-t)}\right), \quad (2)$$

где $C\rho$ – объемная теплоемкость обрабатываемого материала.

Если в (2) подставить значение $q=q_p + q_{tp}$ согласно условий решаемой задачи, то получим:

$$T(x,t) = \frac{q_p}{2 \cdot C\rho \cdot \sqrt{\pi} \cdot a} \cdot \int_{t_d}^{t_h} \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}} \exp\frac{-(x)^2}{4 \cdot a \cdot (\tau-t)} + \frac{q_{tp}}{2 \cdot C\rho \cdot \sqrt{\pi} \cdot a} \cdot \int_{t_h}^{t_h+\pi} \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}} \exp\frac{-(x)^2}{4 \cdot a \cdot (\tau-t)}, \quad (3)$$

где q_p – тепловой поток от работы деформации; q_{tp} – тепловой поток от работы трения на задней поверхности зерна; τ_d, τ_h – время соответственно начала и конца положения плоскости сдвига на стержне (время начала и конца работы деформации на стержне); τ_t – время действия источника тепла от работы трения на задней поверхности зерна.

Поскольку за время прохождения стержня через поверхность контакта круга с заготовкой стержень подвергается n -ому количеству резов, то в общем случае для i -го реза уравнение (3) будет следующим:

$$T_i(x_i, t) = \frac{q_p(x_i, \tau_{1i})}{2 \cdot c \rho \sqrt{\pi \cdot a}} \int_{\tau_{di}}^{t} \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}} \exp \frac{-(x_i)^2}{4 \cdot a(\tau-t)} + \frac{q_{tp}(x_i, \tau_{ii})}{2 \cdot c \rho \sqrt{\pi \cdot a}} \int_{\tau_{hi}}^{t} \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}} \exp \frac{-(x_i)^2}{4 \cdot a(\tau-t)}. \quad (4)$$

При программировании в «Mathcad» значения τ_{di} , τ_{hi} , x_i можно задать векторами $\tau_{di} = i \cdot t_{mp}$, $\tau_{hi} = \tau_{di} + \tau_{li}$, где τ_{li} – время действия работы деформации при i -ом резе. Общую картину нагрева и охлаждения поверхности заготовки можно получить суммированием (4):

$$T(\tau) = \sum_{i=0}^n T_i(x_i, t). \quad (5)$$

Реализация решения (4) в пакете «Mathcad» имеет некоторые особенности. Они обусловлены тем, что вычисляя (4) для времени наблюдения $\tau < \tau_{di}$ получаются в первом и втором слагаемом (4) комплексные числа. Эти комплексные числа нельзя складывать с действительными значениями температуры. Поэтому необходимо воспользоваться условным оператором if позволяющим обнулять решения интегралов (4) для времени наблюдения меньше времени первого действительного значения решаемого интеграла. Обозначим это время для первого интеграла τ_{pi} , а для второго τ_{ii} . При этом решение (4) будет выглядеть следующим образом:

$$T_i(\tau) = if \left[\tau < \tau_{pi}, 0, \frac{q_p(x_i, \tau_{1i})}{2 \cdot c \rho \sqrt{\pi \cdot a}} \int_{\tau_{di}}^{t} \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}} \exp \frac{-(x_i)^2}{4 \cdot a(\tau-t)} \right] + if \left[\tau < \tau_{ii}, 0, \frac{q_{tp}(x_i, \tau_{ii})}{2 \cdot c \rho \sqrt{\pi \cdot a}} \int_{\tau_{hi}}^{t} \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}} \exp \frac{-(x_i)^2}{4 \cdot a(\tau-t)} \right]. \quad (6)$$

Определение времен τ_{pi} , τ_{ii} производится решением первого и второго слагаемых (4) с использованием команд zoom (масштаб) и trace (трассирование).

Рассмотрим пример описанного решения для следующих условий круглого наружного врезного шлифования. Радиус круга $R=375$ мм, радиус шлифуемой детали $r=50$ мм, скорость резания 50 м/с, скорость окружной подачи 833 мм/с, глубина шлифования 0,02 мм, максимальная толщина среза $a_{zmax} = 0,005$ мм, материал заготовки сталь X18H10T.

Для этих условий в [7] рассчитано время между резами $t_{mp} = 2.137 \cdot 10^{-4}$ и количество резов $n=7$. Расчет значений времени действия теплового потока от работы деформации при i -ом резе τ_{li} и координаты x_i , на которой выделяются тепловые потоки от работы деформации и трения на задней поверхности, рассчитаны согласно алгоритма, приведенного в [3], табл. 1.

Таблица 1

Параметры последовательных резов абразивными зёрнами

Номер реза	0	1	2	3	4	5	6
τ_{1i} , сек	$2.449 \cdot 10^{-7}$	$2.101 \cdot 10^{-7}$	$1.751 \cdot 10^{-7}$	$1.401 \cdot 10^{-7}$	$1.049 \cdot 10^{-7}$	$6.96 \cdot 10^{-8}$	$3.419 \cdot 10^{-8}$
x_i , мм	0.015	0.011	0.007151	0.004305	0.002178	0.000768	0.0000768
a_{zi} , мм	0.005	0.004212	0.003564	0.002846	0.002127	0.001409	0.0006913

Расчет тепловых потоков от работы деформации на плоскости сдвига q_p и от работы трения на задней поверхности q_{tp} для приведенных условий рассчитываются также, как и в [2], согласно следующих формул:

$$q_{\delta} = 52 \cdot \sigma_i, \text{ Дж/см}^2 \cdot \text{сек}; \quad (7)$$

$$q_{t\delta} = 4.33 \cdot \sigma_i, \text{ Дж/см}^2 \cdot \text{сек}, \quad (8)$$

где σ_i – интенсивность деформации на плоскости сдвига при скорости и степени деформации при шлифовании.

Значение σ_i для различных марок стали в зависимости от температуры можно получить из графиков, приведенных в [7]. При реализации расчета для рассматриваемого примера принимаем, что на шестом резе с толщиной среза меньше 1 мкм (см. табл.1) образования стружки не происходит. Зерно только скользит по поверхности заготовки. Поэтому принимаем, что на последнем шестом резе тепловой поток образуется только за счет трения задней поверхности зерна по поверхности заготовки и при этом значение координаты x_6 , которое по расчету (см. табл.1) равно 0,07 мкм, принимаем равным нулю. Таким образом, последнее седьмое зерно только скользит по поверхности готовой детали.

В [9] установлено, что тепловые потоки от работы деформации и трения распределяются равномерно между поверхностью заготовки и стружки с зерном, т.е. в тело заготовки идет $0,5 \cdot q_{\delta} = 26 \cdot \sigma_i$, $0,5 \cdot q_{t\delta} = 2,16 \cdot \sigma_i$. Для того, чтобы в бесконечном стержне для какой-то координаты x_i создать тепловой поток в обоих направлениях $0,5 \cdot q_{\delta}$ и $0,5 \cdot q_{t\delta}$ надо эти тепловые потоки удвоить, т.е. принимать тепловой поток от работы деформации равным $q_{\delta} = 52 \cdot \sigma_i$, а трения на задней поверхности зерна $q_{t\delta} = 4,33 \cdot \sigma_i$. Принято $\sigma_i = 250000 \text{ Н/м}^2$, соответствующее температуре стали равной $\approx 500 \text{ C}^0$.

Результаты расчета для описанных условий шлифования приведены на рис.1. Полученная зависимость $T(\tau)$ обращает внимание на то, что каждый рез начинается при температуре заготовки не выше 300 C^0 . Таким образом температура самоподогрева предыдущим зерном для резания последующим невысока и значительно отличается от ее значений в диапазоне $(500 \div 800) \text{ C}^0$ как отмечают в своих исследованиях Корчак С.Н. [7] и Островский В.И. [8]. Таким образом практически самоподогрева, который разупрочняет обрабатываемый материал при врезании в него очередного абразивного зерна не происходит, а наоборот материал заготовки при температуре $(200 \div 300) \text{ C}^0$ упрочняется. Второе, чем обращает на себя внимание зависимость $T(\tau)$ на рис.1, это высокой температурой от скольжения последнего зерна по поверхности готовой детали. Работа трения последнего зерна при скольжении по поверхности готовой детали вызывая небольшой тепловой поток обеспечивает высокий нагрев детали. Объясняется это тем, что определяется нагрев поверхность непосредственно в источнике тепла ($x_7=0$ см. табл.1) и достаточно продолжительным его действием. Это время $Tt=2 \cdot 10^{-6} \text{ с}$ получено делением величины площадки износа зерна $l=0,1 \text{ мм}$ на скорость резания 50 м/с . Такое время значительно больше времени работы деформации (времени τ_l см. табл.1), т.е. превышает пребывание плоскости сдвига на стержне. Поэтому очень важным параметром процесса шлифования является правильное определение величины теплового потока от трения задней поверхности зерна по поверхности заготовки. Последний, в свою очередь, зависит от нормальных напряжений на задней поверхности зерна и коэффициента трения электрокорунда по стали.

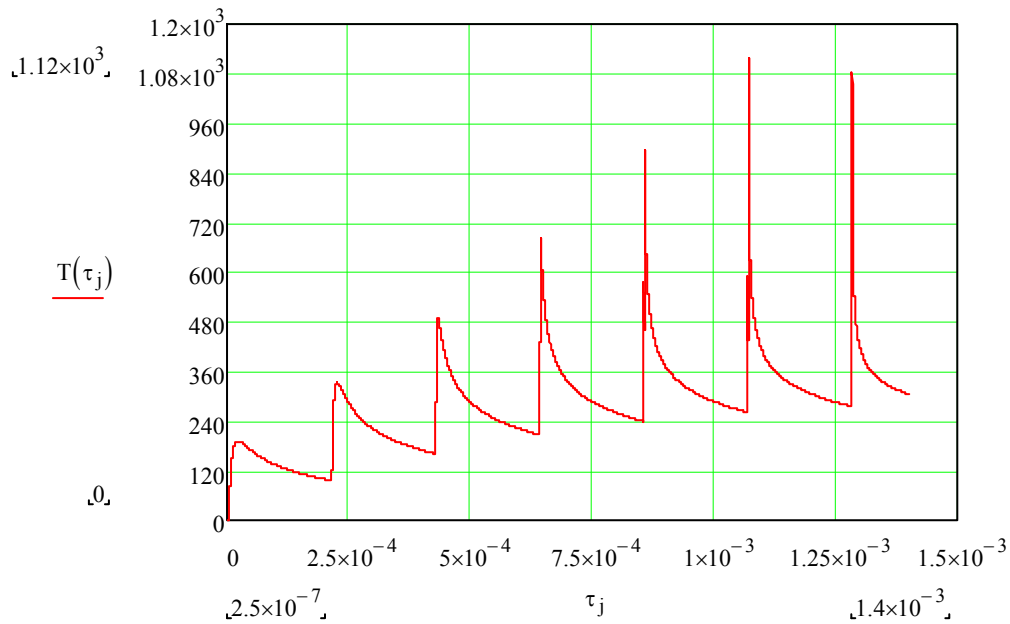


Рис. 1. Температура на шлифуемой поверхности детали из стали X18H10T при $\sigma_i=250000 \text{ Н/м}^2$. Расчет по аналитической модели (6).

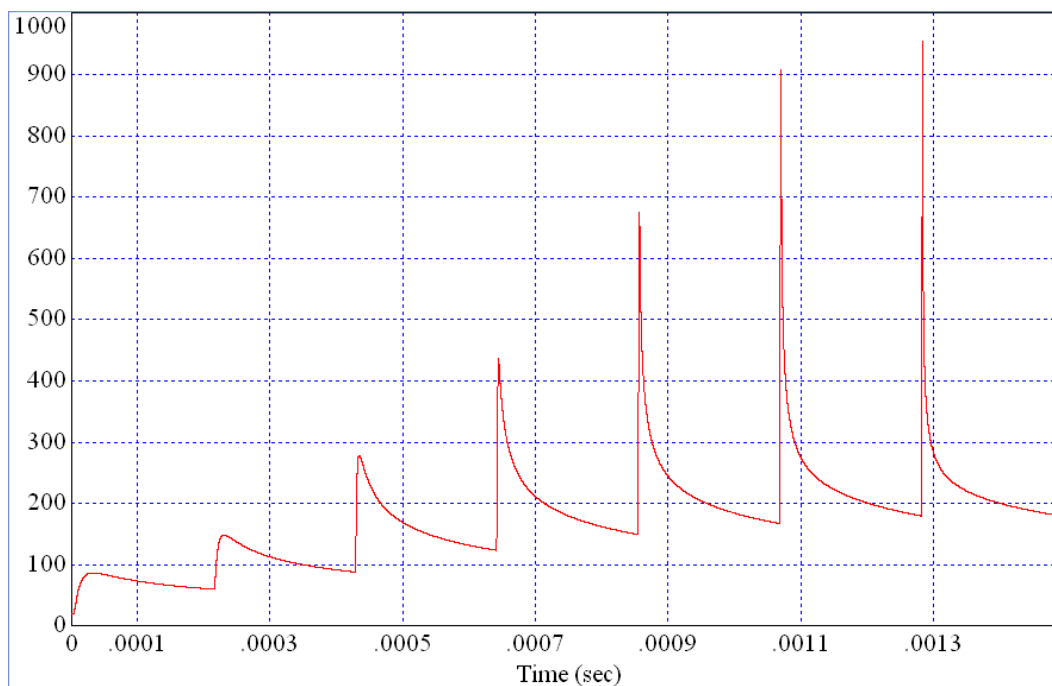


Рис. 2. Температура на шлифуемой поверхности детали из стали X18H10T с учетом зависимости $\sigma_i(\tau)$. Расчет по конечно-разностной модели.

Для тех же самых условий, для которых получена зависимость $T(\tau)$ на рис.1, выполнено моделирование нагрева при помощи конечно-разностной модели. Для этого использована модель, описанная в [1, 2], но с изменением размера конечного элемента с 0,25 мкм на 0,195 мкм. Поэтому весь стержень от координаты резания первым зерном $x_0=0,015 \text{ мм}$ до $x_T=0$ составляет 77 элементов. Результаты расчета по конечно-разностной модели приведены на рис. 2.

Отличие аналитической и конечно-разностной моделей, как отмечалось выше, состоит в том, что конечно-разностная модель учитывает изменение теп-

лофизических свойств обрабатываемого материала, а аналитическая нет. Сравнение графика $T(\tau)$ на рис.1 и рис.2 показывает, что аналитическая зависимость $T(\tau)$ (рис.1) дает более высокие мгновенные температуры.

Таким образом, хотя подогрева с разупрочнением от резания предыдущим зерном нет, имеет место самоподогрев и разупрочнение обрабатываемого материала самим режущим зерном для себя. Тепловой поток от работы деформации двигаясь вдоль стержня с высокой скоростью все таки прогревает впереди себя материал заготовки до температуры примерно равной $(800 \div 1000)C^0$, что показано в [6].

Учет самоподогрева при расчете по аналитической модели можно получить подбором σ_i для аналитической модели таким, чтобы зависимости $T(\tau)$ по аналитической и конечно-разностной модели были близки.

На рис. 3 приведена зависимость $T(\tau)$ при $\sigma_i = 200000 \text{ Н/м}^2$. Сравнение $T(\tau)$ рис.3 с $T(\tau)$ рис.2 показывает их близость. Так предпоследняя мгновенная температура на рис.3 равна $896 C^0$, а на рис.2 – $910 C^0$. Таким образом для аналитической модели, не учитывающей изменение σ_i от температуры, можно принимать значение σ_i , соответствующее значению его при $T=800 C^0$ [7].

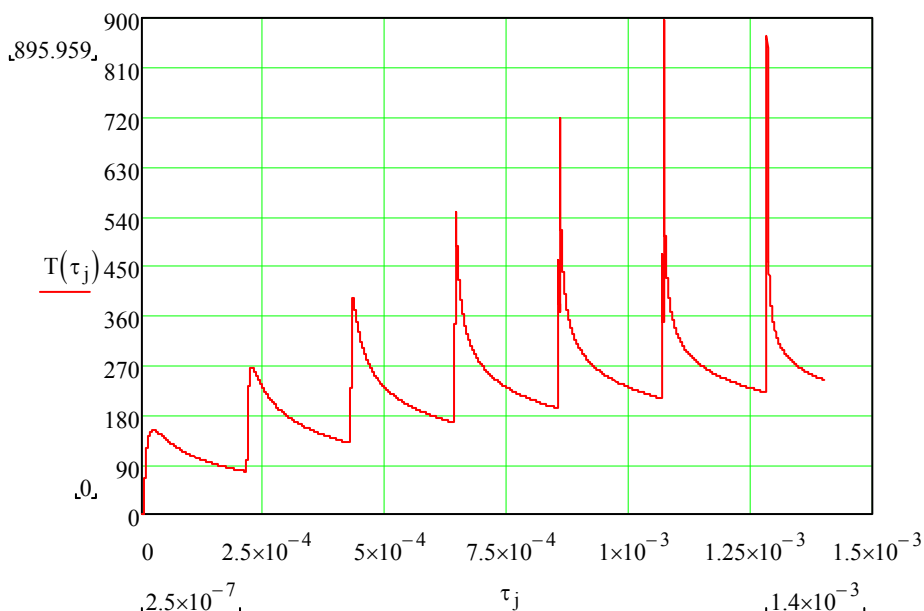


Рис. 3. Температура на шлифуемой поверхности детали из стали X18H10T при $\sigma_i = 200000 \text{ Н/м}^2$. Расчет по аналитической модели (6).

Выводы: 1. Установлено, что подогрев обрабатываемой поверхности, для рассмотренного примера, при резании абразивным зерном не разупрочняет поверхность при резании за ним следующим зерном. Такой нагрев не превышает $300 C^0$.

2. Установлено, что имеет место самоподогрев обрабатываемой поверхности и ее разупрочнение при резании абразивным зерном за счет распространения теплового потока от работы деформации впереди зерна, перемещающегося с большой скоростью.

3. Различие расчетов по аналитической и конечно-разностной моделям температуры поверхности позволяет косвенно оценить температуру самоподогрева впереди «бегущего» зерна для рассматриваемого примера равной примерно $800 C^0$.

Список литературы

1. Сизый Ю.А., Чайка Э.Г., Ушаков А.Н., Сталинский Д.В. Температура поверхности обработанной шлифованием как результат последовательного резания единичными абразивными зернами // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ"ХПИ", 2010. – Вып. 78. – С. 140-156.
2. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Теплофизика массового резания абразивными зернами шлифовального круга. // Вестник национального технического университета "ХПИ". – 2010. – №41. – С. 46-70.
3. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Расчет параметров процесса резания единичными абразивными зернами шлифовального круга при стержневой модели обрабатываемой поверхности // Вестник национального технического университета "ХПИ". – 2010. – №25. – С. 59-66.
4. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Конечно-разностная теплофизическая модель резания абразивными зернами шлифовального круга // Физические и компьютерные технологии. – Труды 15-й Междунар. научн.-техн. конф. 1-3 декабря 2009 г. – Харьков: ХНПК "ФЭД". – 2009. – С.145-154.
5. Сизый Ю.А., Волкова Н.Н., Савченко Э.В. и др. Нагрев диска при фрикционной разрезке проката // Известия вузов. Машиностроение, 1987, №1. – С. 111-115.
6. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. О мгновенной температуре шлифования // Вестник национального технического университета "ХПИ". – 2009. – №2. – С. 97-106.
7. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
8. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. – Л.: Изд-во Ленинградского университета, 1981. – 141 с.
9. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. О балансе тепла от работы деформации на плоскости сдвига при резании единичным абразивным зерном // Збірник наукових праць Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування машинознавство. – Випуск 7 (166). – С. 65-75.

Анотація

Температура різання абразивними зернами при шліфуванні

У статті запропоноване аналітичне рішення задачі послідовного різання абразивними зернами слід у слід один одному при шліфуванні. Це рішення на прикладі рівняється з моделюванням методом кінцевих різниць

Abstract

Temperature of cutting with abrasive grains at polishing

In this article the analytic solution task of cutting abrasive grains go one after are considered. This solution are comparing with the finite-difference model

ОЦЕНКА ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА С УЧЕТОМ АНАЛИЗА СТАБИЛЬНОСТИ ЕЕ СТРУКТУРЫ

Деревянченко А.Г., докт. техн. наук, Косс Е.В., канд. техн. наук,
Синьковский А.С., канд. техн. наук, Овчаренко А.В., студент
(Одесский национальный политехнический университет)

Изложен подхода к оценке остаточного ресурса инструмента на основе анализа изменений структуры его режущей части, которые произошли вследствие изнашивания. Распознавание комплекса дефектных элементов структуры обеспечивает возможность выполнения прогнозирования остаточного ресурса инструмента на основе использования комплекса моделей отказа режущей части

Введение и постановка задачи. Важной задачей современного машиностроения является сокращение расходов на дорогостоящие режущие инструменты (РИ). Одним из путей ее решения является создание методов автоматического контроля и диагностирования состояний РИ, определения моментов рациональной их смены на основе периодических оценок остаточного ресурса режущей части (РЧ). Как показано нами в работе [1], РЧ в процессе эксплуатации представляет собой систему элементов с переменной структурой. Вследствие действия различных механизмов изнашивания при резании происходит возникновение и развития разнообразных дефектов Контактных поверхностей. В условиях тонких срезов, на операциях финишной обработки ввиду сложности формы РЧ ее изнашивание, накопление и распределение дефектов вдоль контактных поверхностей происходит крайне неравномерно [1, 2]. Указанное приводит к большому разбросу значений стойкости (ресурса) даже в пределах партии однотипных РИ.

Целью работы является изложение подхода к оценке (прогнозированию) остаточного ресурса инструмента с учетом изменений структуры его режущей части, которые произошли вследствие изнашивания РИ.

Результаты исследований. В работе [1] нами показаны многочисленные экспериментальные данные, отображающие переменность структуры РЧ при тонких срезах. Приведем экспериментальные данные других авторов. На рис. 1 приведены графики интенсивности изнашивания по задней поверхности резцов из быстрорежущей стали в условиях вибраций различных частот - материалам работы [2, рис. 164]. Сохранена структура исходных рисунков [2], для упрощения их описания добавлены номера наблюдавшихся последовательностей состояний РИ (цифры в кружках). Не акцентируя внимание на физико – механических особенностях процесса резания, обусловивших появление этих последовательностей, остановимся на анализе формы зависимостей $h_C = F(T)$ и приведенных схемах структур режущей части резцов. Анализ графиков позволил установить наличие нескольких моделей изменения состояний режущей части резца. При резании без вибраций

(при “спокойном резании” – графики 1, 4 на рис. 1) не происходит изменение класса формы зон износа РЧ, т.е. не происходит изменение структуры режущей части РИ в течение всего периода стойкости. При резании с вибрациями (графики 2, 3, 5, 6 на рис. 1) имеют место изменения класса формы зон износа РЧ, т.е. происходят изменения структуры режущей части РИ в течение периода стойкости, сопровождающиеся резкими изменениями интенсивности изнашивания.

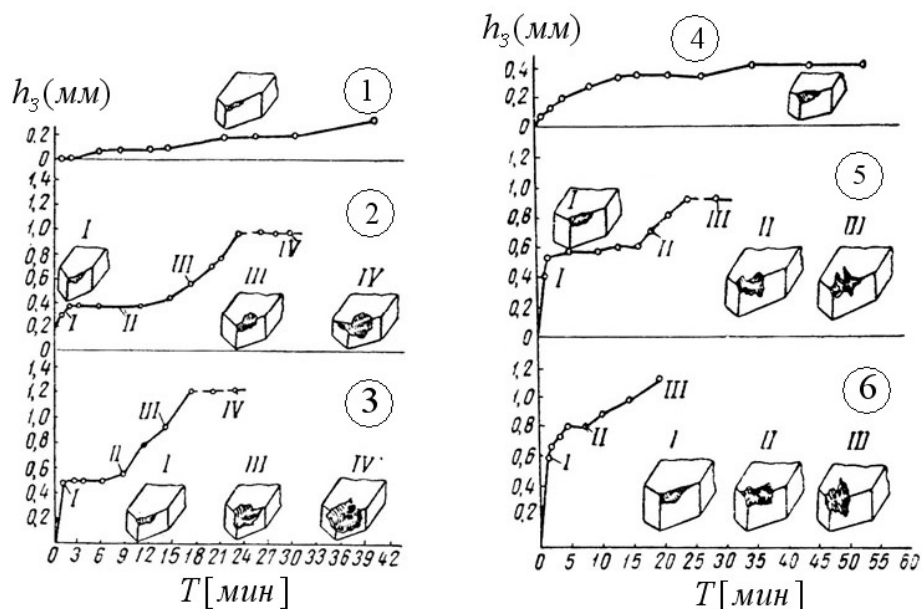


Рис. 1. Графики интенсивности изнашивания резцов из быстрорежущей стали по задней поверхности в зависимости от частоты вибраций [2]: 1, 4 – спокойное резание, 2 – $\nu_p = 1585 \text{ \AA} \ddot{o}$; 3 – $\nu_p = 825 \text{ \AA} \ddot{o}$; 5 – $\nu_p = 1860 \text{ \AA} \ddot{o}$; 6 – $\nu_p = 925 \text{ \AA} \ddot{o}$.

События подобного плана (однако с совершенно иными моделями динамики формоизменений), происходящие со структурой режущей части резцов для тонкого точения, неоднократно наблюдали авторы этой работы. Рассмотренные материалы подтверждают необходимость распознавания классов формы зон износа РЧ в процессе резания и фиксации моментов их изменений.

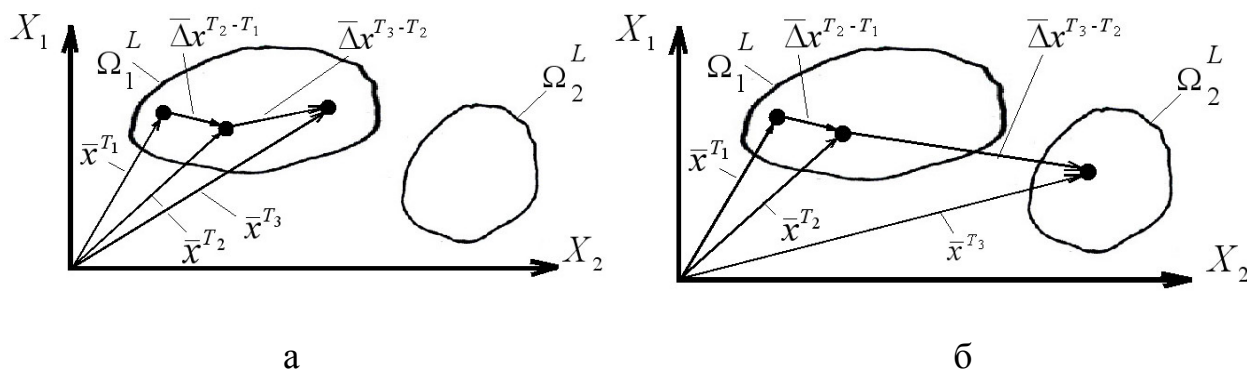


Рис. 2. Представление динамики состояний режущей части резцов в пространстве признаков формы зон износа задних поверхностей: а – в пределах одного класса формы (структуры) РЧ, б – с переходом к другому классу формы (структуры) РЧ.

Режущую часть РИ в процессе эксплуатации рассматриваем как систему с переменной структурой, которая в результате действия различных факторов процессов резания и изнашивания может находиться в одном из состояний, характеризующихся, например, классом формы макродефекта – контура износа задней поверхности инструмента. Два варианта динамики состояний режущей части резцов в пространстве двух признаков формы зон износа задних поверхностей (X_1, X_2) отображены на рис. 2.

Использованы следующие обозначения: $\bar{x}^{T_1}, \bar{x}^{T_2}, \bar{x}^{T_3}$ – векторы признаков для трех последовательных состояний РЧ в моменты T_1, T_2, T_3 процесса изнашивания, Ω_1^L, Ω_2^L – 2 класса состояний РЧ, $\Delta x^{T_2-T_1}, \Delta x^{T_3-T_2}$ – векторы изменений состояний РЧ.

На рис. 2.а представлен вариант изменения состояний РЧ в пределах одного класса (дефекты, новые элементы структуры РЧ за период времени $\Delta T = (T_3 - T_1)$ качественно не изменились, но выросли в размерах). На рис. 2.б представлен вариант изменения состояний РЧ, в котором за период времени $\Delta T = (T_3 - T_2)$ произошло изменение класса состояния РЧ вследствие появления новых дефектов – новых элементов структуры изношенного РИ.

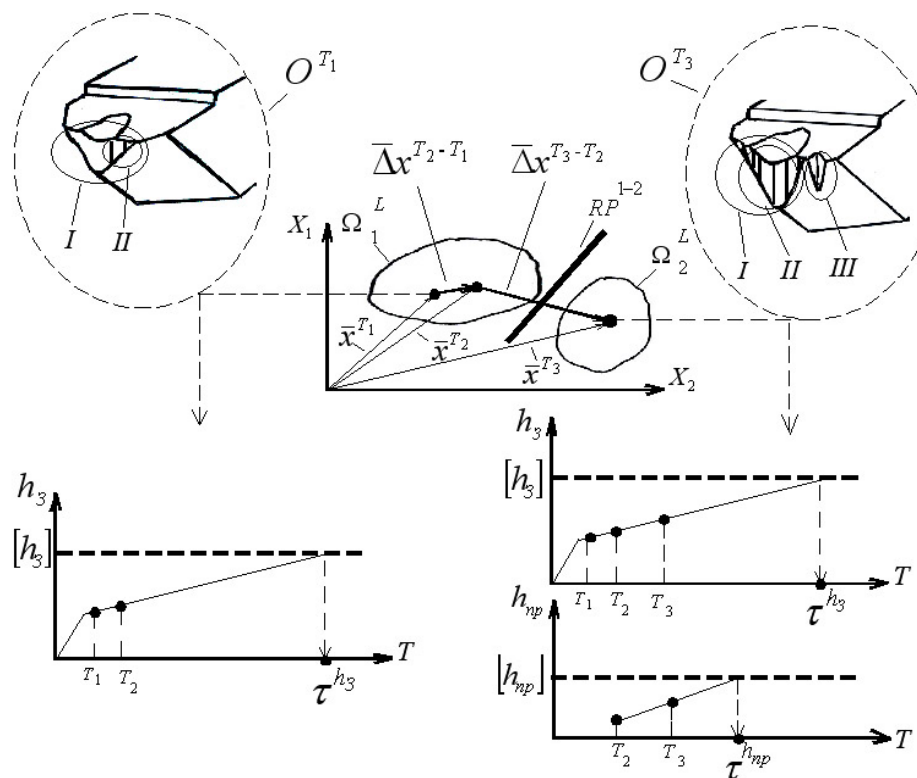


Рис. 3. Схематическое представление события изменения класса структуры РЧ в процессе резания и соответствующих моделей прогнозирования остаточного ресурса РИ.

Иллюстрация рассмотренных вариантов представлена на рис. 3. В пространстве рисунка приведены образы состояний РЧ (O^{T_1}, O^{T_3}), отображающие различие структур. Дефекты (дефектные элементы структур РЧ) обозначены

так: I – собственно зона износа задней поверхности РИ; II – следы концентрированного износа в этой зоне; III – проточина вне зоны I.

Приняты обозначения: RP^{1-2} - решающее правило (граница между классами состояний); h_C - максимальная ширина износа задней поверхности (условно – признак X_1); $[h_C]$ - предельно допустимое значение h_C (первый критерий отказа); τ^{h_C} - прогнозируемый ресурс РИ по критерию h_C ; $h_{i\delta}$ - максимальная ширина проточкины (условно – признак X_2); $[h_{i\delta}]$ - предельно допустимое значение $h_{i\delta}$ (второй критерий отказа); $\tau^{h_{i\delta}}$ - прогнозируемый ресурс РИ по критерию $h_{i\delta}$.

Каждый из названных выше типов дефектов может привести к отказу РИ: для I - достижение предельной площади контакта между задней поверхностью РИ и заготовкой; для II – выход следов концентрированного износа на формообразующий участок режущей кромки; для III – достижение ширины (т.е., и глубины) проточкины значения, при котором произойдет скол вершины РЧ. Для упрощения на рис. 3 класс состояния РЧ, соответствующий II, как и график прогноза, не показаны. Очевидно, что из результатов прогноза $(\tau^{h_C}, \tau^{h_{i\delta}})$ выбирается наименьшее значение ресурса, которое передается в автоматизированную систему инструментального обеспечения станка для подготовки замены РИ в предотказном состоянии. После каждого нового акта контроля РИ и распознавания элементов текущей структуры РЧ происходит уточнение результатов прогноза.

Процесс изнашивания (накопления дефектов РЧ) вследствие существования процессов появления дефектов (потоков событий) может быть рассмотрен как однородная марковская цепь. Поток событий называют последовательность однородных событий, появляющихся одно за другим в случайные моменты времени [3]. Если области классов Ω_1^L, Ω_2^L пересекаются, то существует зона перехода от одного класса формы износа к другому. Здесь состояния РЧ распознаются нечетко. Например, состояние РЧ с вероятностью $P_{ij} = 0,65$ принадлежит классу износа с образованием проточкины, и с вероятностью $0,35$ – равномерному износу. Матрица переходных вероятностей для двух классов формы износа РЧ будет иметь следующий вид:

$$\|P_{ij}\| = \begin{vmatrix} P_{11} & P_{12} \\ P_{21} & P_{21} \end{vmatrix}, \text{ а после подстановки данных - } \|P_{12}\| = \begin{vmatrix} 0,65 & 0,35 \\ 0 & 1 \end{vmatrix}.$$

Построение матриц переходов требует тщательного статистического анализа значительных наборов данных, что будет выполнено в дальнейших исследованиях. Изложенный подход к оценке остаточного ресурса РИ с учетом изменений структуры режущей части может быть использован, по мнению авторов, при разработке систем автоматизированного контроля и диагностирования состояний инструментов в современных станочных системах.

Выводы. Изложен подхода к оценке остаточного ресурса инструмента на основе анализа изменений структуры его режущей части, которые произошли вследствие изнашивания. Распознавание комплекса дефектных элементов структуры обеспечивает возможность выполнения прогнозирования остаточно-

го ресурса інструмента на основі використання комплексу моделей отказа режущей часті.

Список литературы

1. Деревянченко А.Г., Павленко В.Д., Андреев А.В. Диагностирование состояний режущих инструментов при прецизионной обработке. – Одесса: Астропринт. – 1999. – 184 с.
2. Аваков А.А. Физические основы теории стойкости режущих инструментов. – М.: Машгиз. – 1960. – 305 с.
3. Вентцель Е.С., Овчаров Л.А. Задачи и упражнения по теории вероятности. – М.: Академия. – 2003. – 448 с.

Анотація

Оцінка залишкового ресурсу різальної частини інструменту з урахуванням аналізу стабільності її структури

Викладено підхід до оцінки залишкового ресурсу інструменту на основі аналізу змін структури його різальної частини, які відбулися унаслідок зношування. Розпізнавання комплексу дефектних елементів структури забезпечує можливість виконання прогнозування залишкового ресурсу інструменту на основі використання комплексу моделей відмови різальної частини

Abstract

Estimation of cutting part remaining resource of instrument taking into account the analysis of its structure stability

Expounded going near the estimation of remaining instrument resource on the basis of analysis of changes structures of his cutting part, which happened because of wear. Complex of structure imperfect elements recognition is provided by possibility of implementation of remaining instrument resource prognostication on the basis of drawing on the complex of cutting part refuse models

СУЩЕСТВУЮЩИЕ ПОДХОДЫ К ОПТИМИЗАЦИИ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ФИНИШНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Дитиненко С.А., канд. техн. наук, доц.
(Харьковский национальный экономический университет)

Показаны достоинства и недостатки теоретических подходов к структурно-параметрической оптимизации финишной механической обработки

Введение. В фундаментальном труде проф. Маталина А.А. [1] указывается, что при изготовлении ответственных деталей массового производства обработку наиболее важных поверхностей следует осуществлять за несколько черновых и чистовых операций. При этом в процессе черновых (предварительных) операций снимают основную часть припусков на механическую обработку и обеспечивают минимально необходимую и постоянную величину припусков на окончательную обработку. Разделение процесса обработки на предварительную и окончательную операции имеет большое значение для повышения точности размеров и геометрической формы обрабатываемых заготовок, на нем базируются все существующие подходы структурно-параметрической оптимизации технологических процессов обработки.

К сожалению, общее аналитическое решение, касающееся характера съема припуска и основанное на оптимизации условий обработки по критерию производительности (или себестоимости обработки) с учетом требований по точности, шероховатости и другим параметрам качества обработки, до настоящего времени не получено. Иными словами, отсутствует аналитическое решение, определяющее условие расчленения обработки на черновые и чистовые операции, предложенное проф. Маталиным А.А. и описанные выше. Это связано в первую очередь с отсутствием аналитических моделей, описывающих закономерности съема припуска с течением времени обработки. Поэтому при решении задач структурно-параметрической оптимизации технологических процессов исходят их частных упрощенных расчетных схем. Например, при выборе оптимального маршрута обработки и определении оптимальных параметров технологических операций (при съеме заданного припуска) на основе производственного опыта рассматривается несколько вариантов технологических процессов. При этом используются эмпирические формулы для расчета режимов обработки, характеристик инструментов и других параметров операций, входящих в каждый из рассматриваемых технологических процессов. Это позволяет формализовать рассматриваемые технологические процессы. Затем, выбирая функцию цели (целевую функцию), технические ограничения и математически описывая их, с помощью определенного численного метода оптимизации решаются задачи выбора наилучшего варианта технологического процесса.

Цель работы – анализ подходов к структурно-параметрической оптимизации финишной механической обработки.

Результаты исследований. Основы структурно-параметрической оптимизации технологических процессов достаточно обстоятельно изложены в фундаментальном труде [2], подготовленном под руководством проф. Корчака С.Н. Данный подход к решению оптимизационных задач получил применение в работах проф. Тимофеева Ю.В. и его учеников [3] при анализе, синтезе и оптимизации условий обработки на агрегатных станках. Необходимо отметить, что полученные таким образом решения являются оптимальными лишь в пределах рассматриваемых вариантов технологических процессов, т.е. полученные решения являются частными решениями. Более общие оптимальные решения можно получить в результате выполнения оптимизации на основе разработанных аналитических моделей технологических процессов.

Учитывая важность получения аналитических решений, за последние 40 лет достигнуты значительные успехи в этом направлении, подготовлено и защищено достаточно большое количество докторских диссертаций, посвященных разработке теории финишной механической обработки и в первую очередь абразивной и алмазно-абразивной обработки. Это явилось своего рода прорывом в познании процессов финишной механической обработки.

Так, в работе [4] проф. Маслова Е.Н. впервые в обобщенном виде с применением упрощенных расчетных схем дано описание физических технологических закономерностей процесса шлифования, обоснованы его технологические возможности. Большой вклад в изучение процессов абразивной обработки (в особенности процессов шлифования) внес проф. Корчак С.Н. [2]. Разработанные им аналитические модели параметров шлифования позволили с различных сторон оценить возможности процессов шлифования труднообрабатываемых материалов, теоретически обосновать условия повышения производительности и точности обработки, в частности, при шлифовании на станках с числовым программным управлением, где используются автоматизированные циклы шлифования.

Общепризнанной является научная технологическая школа проф. Якимова А.В. [5]. Созданное им научное направление, основанное на управлении нестационарными термодинамическими процессами, протекающими в зоне контакта инструмента с обрабатываемым материалом, открыло новые возможности интенсификации производства обеспечения высококачественной обработки ответственных изделий. Идея периодического прерывания контакта режущего инструмента с деталью с целью исключения теплового насыщения поверхностных слоев обрабатываемых материалов и снижение температуры резания получила широкое практическое воплощение в прогрессивных конструкциях абразивных и алмазно-абразивных инструментов с прерывистой рабочей поверхностью, используемых в различных областях. В настоящее время трудно представить абразивную обработку высокопрочных сталей и сплавов, твердых пород камня и других труднообрабатываемых металлических и неметаллических материалов без применения кругов с прерывистой рабочей поверхностью.

Благодаря применению прерывистого шлифования успешно решены проблемы обработки ряда сложно-фасонных высокоточных деталей современных

реактивных и турбовинтовых авиационных двигателей, например, зубчатых колес, работающих с окружными скоростями 80...100 м/с и передающих нагрузки порядка 800...1000 кг/см, газотурбинных и компрессорных лопаток из жаропрочных и титановых сплавов и т.д.

Прерывание процесса шлифования снижает температуру в зоне резания и возбуждает высокочастотные колебания в упругой системе станка, уменьшая тем самым энергоемкость процесса и обеспечивая эффективную правку круга. При прерывистом шлифовании уменьшение температуры происходит по двум каналам: за счет прерывания процесса резания до того момента, пока температура не достигнет квазистационарного состояния, и за счет создания остроты режущего рельефа круга. Пожалуй, ни один из известных методов шлифования не обладает таким двойным физическим эффектом.

Важные теоретические решения в области теплофизики и механики процесса шлифования получены проф. Евсеевым Д.Г. и проф. Сальниковым А.Н. [6]. Ими, во-первых, глубоко и всесторонне изучены тепловые процессы при шлифовании, во-вторых, установлена связь геометрических параметров режущего рельефа шлифовального круга с основными физическими и технологическими параметрами шлифования. Это позволило научно обосновать новые технологические возможности процесса шлифования и расчетным путем определить оптимальные условия обработки с учетом ограничений по температуре шлифования, шероховатости обрабатываемой поверхности и т.д.

Заслуживают особого внимания результаты теоретических и экспериментальных исследований влияния различных составов технологических сред на показатели абразивной и алмазно-абразивной обработки (шлифования), полученные проф. Худобиным Л.В. и его учениками [7]. В своих работах они убедительно обосновали эффективность использования технологических сред на финишных операциях механической обработки. Ими разработаны важные математические модели параметров обработки с применением различных технологических сред, позволяющие рассчитывать оптимальные режимы шлифования и другие параметры, выявлять новые физические эффекты обработки.

Среди работ, посвященных математическому моделированию процессов финишной механической обработки, следует выделить многочисленные работы по созданию методов расчета параметров шероховатости при абразивной обработке. В первых работах в этом направлении исходили из упрощенных геометрических и кинематических схем, в которых пользовались понятиями средних значений величин (например, средняя толщина среза, среднее число работающих абразивных зерен и т.д.). По мере развития теории шлифования появились работы, основанные на вероятностном представлении и расчете параметров процесса шлифования. Сформировалось новое направление в теории шлифования, получившее название “теоретико-вероятностный подход”. Его становление связано с работами известных ученых: проф. Королева А.В., проф. Новоселова Ю.К., проф. Резникова А.Н., проф. Островского В.И., проф. Филимонова Л.Н., проф. Узуняна М.Д. и других ученых. Суть данного подхода состоит в том, что процесс формирования шероховатости обработки подчиняется вероятностным законам в связи, во-первых, с беспорядочным расположением абразивных зерен

на рабочей поверхности шлифовального круга (главным образом по причине их разновысотного выступания над уровнем связки круга), во-вторых, с вероятностным характером участия зерен в резании.

Дальнейшее развитие теоретико-вероятностный подход, применительно к процессам алмазного шлифования, получил в совместных работах проф. Якимова А.В., Новикова Ф.В., Новикова Г.В., Якимова А.А. [8, 9]. В данных работах приведены аналитические зависимости для расчета основных параметров шероховатости обработки при шлифовании с учетом износа зерен круга, а также аналитические зависимости для расчета других физических и технологических параметров шлифования. Если обратиться к полученной зависимости для определения параметра шероховатости обработки R_a [9]:

$$R_a = 2 \cdot 5 \sqrt{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \left(\frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \right)^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}, \quad (1)$$

(где \bar{X} - зернистость круга, м; m - объемная концентрация зерен в круге; 2γ - угол при вершине конусообразного зерна; $V_{кр}$, $V_{дет}$ - соответственно скорости круга и детали, м/с; $R_{кр}$, $R_{дет}$ - соответственно радиусы круга и детали, м; η - безразмерный параметр, учитывающий степень затупления зерен круга, изменяется в пределах $0 \dots 1$ ($\eta \rightarrow 0$ - для острого зерна, $\eta \rightarrow 1$ - для затупленного зерна)), то нетрудно видеть, что она содержит параметры режима шлифования, характеристики круга, в том числе важнейший безразмерный параметр η , который определяет остроту режущего рельефа круга. Следовательно, зависимость (1.1) содержит все параметры, необходимые для расчета шероховатости обработки при шлифовании.

Используя данный подход, разработаны методики расчетов параметров точности и производительности обработки, температуры и силы резания при шлифовании, что открывает возможности определения путей повышения эффективности шлифования теоретическим путем. Необходимость новых математических моделей параметров шлифования чрезвычайно актуально, т.к. традиционных эмпирических знаний о физике процессов обработки явно не достаточно для решения задач существенного повышения производительности, качества и точности обрабатываемых поверхностей. Благодаря теоретико-вероятностному подходу авторам удалось получить новые решения по выявлению, обоснованию и реализации условий существенного повышения эффективности обработки, выйти на создание высокопроизводительных способов абразивной обработки, значительно расширить наши представления о возможностях структурно-параметрической оптимизации технологических процессов.

Выводы. Перечень теоретических разработок в области финишной механической обработки можно значительно расширить, однако и этого достаточно, чтобы сделать вывод об относительно высоком уровне математической формализации теории абразивной и алмазно-абразивной обработки.

Список литературы

1. Маталин А.А. Технология машиностроения: учебник / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
2. Системы автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов: учебник / С.Н. Корчак, А.А. Кошин, А.Г. Ракович, Б.И. Сеницын; Под общ. ред. С.Н. Корчака. – М.: Машиностроение, 1988. – 352 с.
3. Тимофеев Ю.В. О композиционном проектировании агрегатированных технологических систем / Ю.В. Тимофеев, А.А. Пермяков, О.Ю. Приходько // Авиационно-космическая техника и технология: труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского “ХАИ”. – Харьков: ХАИ, 2000. – Вып. 14. – С. 51-53.
4. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов / Е.Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
5. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
6. Евсеев Д.Г. Физические основы процесса шлифования / Д.Г. Евсеев, А.И. Сальников. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1978. – 128 с.
7. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием: справочник / Л.В. Худобин, А.П. Бабичев, Е.М. Булыжов и др.; Под общ. ред. Л.В. Худобина. – М.: Машиностроение, 2006. – 544 с.
8. Алмазная обработка: учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, А.А. Якимов. – К.: ИЗМН, 1996. – 168 с.
9. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

Анотація

Існуючі підходи до оптимізації структури й параметрів технологічних процесів фінішної механічної обробки

Показано переваги й недоліки теоретичних підходів до структурно-параметричної оптимізації фінішної механічної обробки

Abstract

Existing approaches to optimize the structure and parameters of technological processes finish machining

Of the advantages and disadvantages of theoretical approaches to structural and parametric optimization of the finish machining

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА В КРУПНОГАБАРИТНЫХ КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЯХ

Иванов Е.И., канд. техн. наук, доц.

(Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь)

В работе рассмотрены проблемы обработки отверстий большого диаметра в крупногабаритных корпусных деталях на тяжелых горизонтально-расточных станках

Введение и постановка задачи. При изготовлении крупногабаритных корпусных деталей обработка отверстий представляет собой самую трудоемкую и ответственную часть технологического процесса. Анализ литературных данных [1] и производственный опыт показывают, что основные параметры качества отверстий (точность диаметральных размеров и геометрической формы отверстий в продольном и поперечном направлениях), полученных при консольном растачивании на тяжелых горизонтально-расточных станках, не выдерживаются. Поэтому изыскания путей повышения эффективности данного технологического процесса является актуальной задачей. Цель работы – обоснование условий повышения точности и производительности обработки отверстий большого диаметра в крупногабаритных корпусных деталях на тяжелых горизонтально-расточных станках.

Результаты исследований. При изготовлении корпусных деталей тяжелых машин наибольший удельный вес в общей трудоемкости составляют операции, связанные с обработкой основных отверстий, т.е. отверстий весьма большого диаметра. В качестве заготовок корпусных деталей обычно используют стальные либо чугунные отливки. В ряде случаев применяют сварные стальные заготовки, которые при прочих равных условиях отличаются значительно меньшим весом по сравнению с литыми заготовками. Для сварных заготовок используется прокат, либо они выполняются как сварно-литые или сварно-кованные конструкции.

Обобщая статистические данные о размерах и точности выполнения основных отверстий в корпусных деталях тяжелого машиностроения, можно сделать вывод, что наиболее часто встречающиеся диаметры отверстий находятся в диапазоне 280-550 мм. Точность выполнения этих диаметров – в пределах 6-8 квалитета, овальность и конусность – от половины до целого поля допуска в зависимости от типа подшипника, допуски расположения поверхностей 6-8 степени точности, шероховатость поверхности отверстий в корпусных деталях соответствует $R_z=10-20$ мкм. Данные о характеристике рассеивания размеров при изготовлении отверстий, полученные по ряду заводов тяжелого машиностроения, приведены в табл. 1.

Таблица 1

Статистические характеристики рассеивания размеров и формы отверстий

Параметры качества	Коэффициенты	
	k	α
Распределение погрешностей размеров отверстий	1,9	0,10
Овальность, конусообразность	1,56	0,34

Данные таблицы получены при использовании методики статистических исследований НИИПТМАШ. В табл. 1

$$k = \frac{\Delta_{\delta}}{\Delta_{\zeta}},$$

где k – приведенный коэффициент отклонения; Δ_{δ} – фактическое отклонение параметра качества; Δ_{ζ} – заданное отклонение по чертежу; α – коэффициент относительной асимметрии.

При $0 < k \leq 1$ параметры качества считаются выполненными. Если $k > 1$ ($\Delta_{\delta} > \Delta_{\zeta}$) – параметры качества не выдерживаются.

Из табл. 1 следует, что основные параметры качества изготовления отверстий, как правило, не выдерживаются. Об этом же говорят и кривые распределения (рис. 1), приведенные в работе [1]. Примерно такие же результаты были получены и нами при проведении аналогичных исследований на ОАО “Азовмаш”.

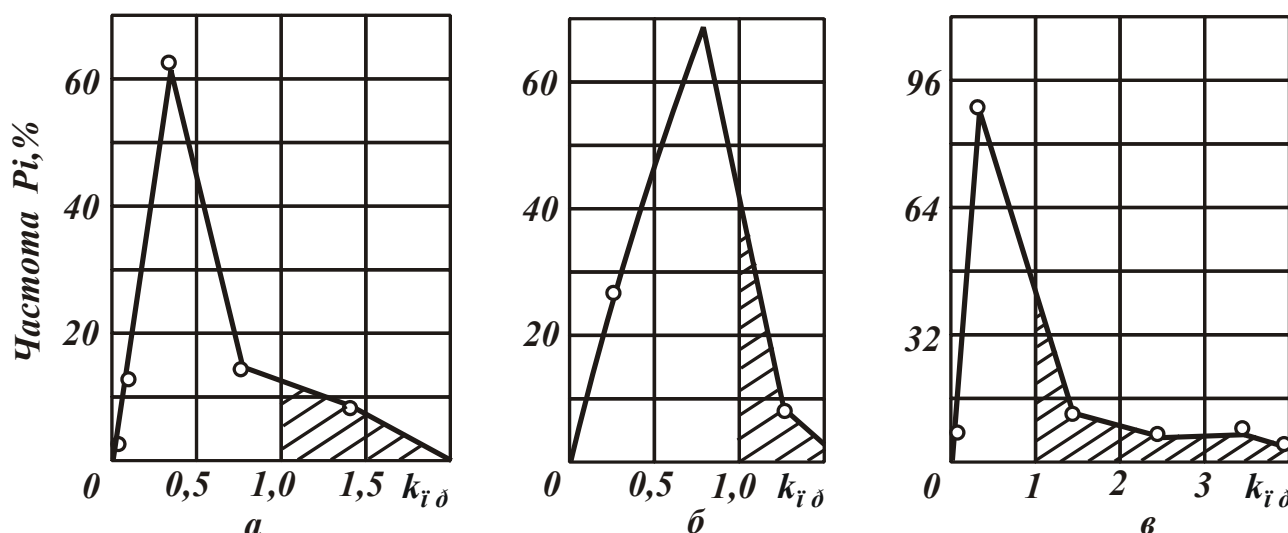


Рис. 1. Распределение погрешностей формы и размеров отверстий в корпусных деталях: а – размеров; б – овальности; в – конусообразности.

Несоблюдение основных параметров точности при обработке отверстий под опоры валов приводит к снижению качества собранных редукторов и к значительному повышению трудоемкости сборочных работ. Для этого, чтобы произвести установку опор при наличии таких погрешностей как конусообразность, овальность, причем выходящих за установленные пределы, приходится прибегать к расшлифовке поверхностей ручными машинками, что не способствует повышению точности редуктора, а лишь делает возможным осуществле-

ние его сборки. Таким образом, задача повышения качества тяжелых редукторов должна, прежде всего, решаться за счет повышения точности обработки основных отверстий.

На основании изложенного можно считать, что в первую очередь должны быть решены проблемы повышения точности диаметральных размеров и точности геометрической формы отверстий в продольном и поперечном направлениях.

Основные положения точности обработки, весьма детально разработанные для условий общего машиностроения, в принципе могут быть использованы и в условиях тяжелого машиностроения с учетом тех специфических особенностей, которые характерны именно для этой отрасли машиностроения.

Обеспечение высокой точности при обработке крупных отверстий в значительной мере осложняется тем, что изменение размеров, связанных с тепловыми деформациями деталей в процессе резания, становятся соизмеримыми с допуском на размер. Большой съём металла в процессе обработки, отсутствие СОЖ и концентрация операций обуславливают повышение температуры детали до 6^0 и более.

С целью учета температурных деформаций технологическая лаборатория УЗТМ рекомендует смещать настроечный размер. Величина смещения определяется по таблицам для условий обработки некоторых групп технологически подобных деталей. Применение этих рекомендаций позволяет в большинстве случаев исключить трудоемкую операцию по расшамровке отверстий [2].

В последнее время появились работы [3], в которых делается попытка определить погрешности растачиваемых отверстий вследствие температурных деформаций заготовок расчетно-аналитическим путем. Результаты расчетов по разработанным методикам имеют вполне удовлетворительную сходимость с фактическими значениями измеренных погрешностей.

В результате большого съема металла в процессе механической обработки происходит перераспределение остаточных напряжений в материале деталей, вследствие чего обработанные поверхности деформируются, нарушая точность обработки. Установлено [4], что в процессе пролеживания форма отверстий изменяется: в горизонтальной плоскости размеры уменьшаются, а в вертикальной – увеличиваются. Наиболее интенсивное коробление отверстий наблюдается у сварно-литых корпусов (0,03 – 0,05 мм), наименьшее – у чугуновых (0,01-0,015 мм).

На первых проходах наибольшая часть погрешностей растачивания вызвана нестабильностью величины припуска и твердости заготовки. Изменение величины припуска при обработке отверстий диаметром 300-500 мм в крупногабаритных корпусах составляет 20 – 25 мм на сторону и изменение твердости заготовки до 60 – 80% не только от изделия к изделию, но и в пределах длины обработки одного отверстия.

Погрешность формы отверстия в продольном сечении из-за нестабильности величины припуска, твердости и изменения податливости шпинделя по мере его выдвижения составляет 80 – 90% общей погрешности обработки. Это приводит к необходимости увеличения количества предварительных проходов.

Колебания припуска и твердости в процессе обработки снижают точность обработки, долговечность, надежность технологической системы и заставляют производить черновое растачивание на значительно заниженных режимах, выбранных исходя из худших условий обработки, что приводит к снижению производительности.

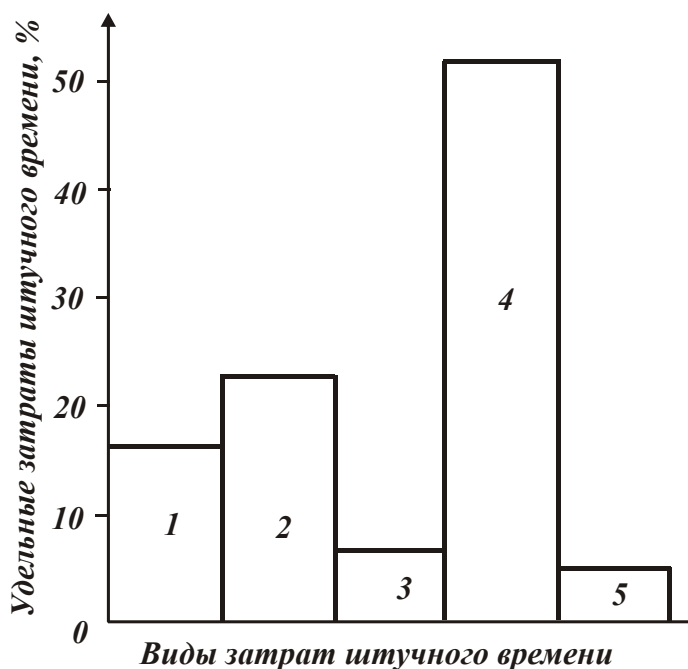


Рис. 2. Диаграмма распределения затрат штучного времени при обработке на крупных горизонтально-расточных станках: 1 – установка, выверка и закрепление детали; 2 – смена и регулировка инструмента, взятие пробных стружек и промеры; 3 – управление станком; 4 – основное время; 5 – сдача отделу технического контроля, съём детали, уборка стружки.

Как видно, наиболее существенными технологическими резервами повышения производительности обработки на крупных горизонтально-расточных станках являются: сокращение основного времени (52%) и сокращение времени на смену и регулирование режущего инструмента (22,5%). Поэтому только комплексное использование этих резервов повышения производительности обработки может привести к значительному повышению эффективности использования тяжелых горизонтально-расточных станков.

Нами установлено, что важнейшим условием повышения эффективности обработки отверстий является оснащение станков системами адаптивного управления (по мощности резания), изменяя в процессе обработки подачу. При этом необходимо учитывать ограничения по виброустойчивости системы в зависимости от вылета шпинделя. Использование системы адаптивного управления предусматривает следующий порядок назначения режимов резания. В первую очередь назначается предельно допустимая (исходя из условий вибро-

При больших габаритах и массе деталей усложняется процесс установки, выверки и закрепления их на станках. Для уменьшения доли вспомогательного времени добиваются максимальной концентрации операций технологического процесса и при одном установе выполняют наибольшее число переходов. Большие габаритные размеры и масса основных деталей соответственно отражаются и на структуре оборудования. Известно, что станки для обработки тяжелых деталей являются уникальными, дорогостоящими, и здесь особое значение приобретают вопросы рационального использования их по мощности и времени.

Для определения направления наиболее эффективного использования крупных горизонтально-расточных станков рассмотрим распределение затрат времени при обработке на данных станках, рис. 2 [5].

Как видно, наиболее суще-

устойчивости системы) глубина резания, максимально допустимое значение постоянной тангенциальной составляющей силы резания (соответственно мощности резания), оптимальная скорость резания. Как установлено, использование системы адаптивного управления позволяет повысить производительность за счет автоматического установления рациональных в данных условиях режимов обработки, а также повысить точность обработки и исключить случайные поломки инструмента.

Выводы. Доказано, что важнейшим условием повышения эффективности обработки отверстий большого диаметра в крупногабаритных корпусных деталях на тяжелых горизонтально-расточных станках является оснащение станков системами адаптивного управления (по мощности резания).

Список литературы

1. Койре В.Е. Чистовая обработка крупногабаритных деталей / В.Е. Койре. – М.: Машиностроение, 1976. – 119 с.
2. Технология тяжелого машиностроения / С.И. Самойлов, В.М. Горелов, В.М. Брославский и др. – М.: Машиностроение, 1967. – 595 с.
3. Жабин А.И. Влияние тепловых деформаций на точность обработки крупных деталей / А.И. Жабин и др. // Механообработка, надежность машин. – Краматорск. – Вып. 11. – 1971. – С. 10-20.
4. Койре В.Е. Влияние внутренних напряжений на точность обработки крупногабаритных деталей / В.Е. Койре, С.П. Гинкул // Труды НИИПТМАШ. – Краматорск, 1968. – С. 15-20.
5. Некоторые вопросы технологии тяжелого машиностроения. – М.: Машгиз, 1960. – 67 с.

Анотація

Підвищення ефективності механічної обробки отворів великого діаметра у великогабаритних корпусних деталях

У роботі розглянуті проблеми обробки отворів великого діаметра у великогабаритних корпусних деталях на важких горизонтально-розточувальних верстатах

Abstract

Improving the efficiency of machining large diameter holes in a large body parts

The paper discusses the problem of processing large-diameter holes in the large body parts for heavy horizontal boring machines

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПРОТОКОЛОВ СОГЛАСОВАНИЯ ОБЩЕГО КЛЮЧА НА ОСНОВЕ ИДЕНТИФИКАЦИОННЫХ ДАННЫХ

Кравченко П.А., аспирант, **Макутонина Л.В.**, магистр
(Харьковский национальный университет радиоэлектроники)

Проведен краткий обзор протоколов согласования ключа. Приведены результаты сравнительного анализа данных протоколов и анализ свойств безопасности протокола, предложенного Баруа, Даттой и Саркаром

Введение. Посредством использования криптографических систем на идентификаторах стало возможным построение многосторонних протоколов согласования общего ключа, то есть построение безопасного канала взаимодействия между пользователями системы [1]. Схема формирования общего ключа, позволяющая двум участникам установить общий секретный ключ, была впервые предложена Диффи-Хелманом. Однако этот протокол оказался незащищенный от атаки типа «человек-по-середине». Для защиты от этой атаки позже было предложено большое количество протоколов аутентификации. Но большинство из них использует инфраструктуру открытых ключей (PKI), поддержка которой является довольно трудоемкой задачей. Первый протокол согласования общего ключа с аутентификацией на идентификаторах, использующий билинейные спаривания, был предложен Смарттом. Этот протокол базировался на идее Боне-Франклина и на идее трехстороннего протокола Жу. Однако в дальнейшем была показана его уязвимость. В дальнейшем было предложено большое количество подобных протоколов, но большинство из них обладает теми или иными уязвимостями. На сегодняшний день существуют теоретические модели построения групповых протоколов на идентификаторах, с возможностью динамического выхода или присоединении пользователей к доверенным группам [2]. Целью данной работы является анализ многосторонних протоколов согласования общего ключа, на основе идентификационных данных, с последующими рекомендациями относительно их применения и усовершенствования.

1. Обзор протоколов согласования ключа на идентификаторах

1) Протокол согласования ключа Смартта (Smart, 2002). В данной схеме требуется, чтобы все пользователи, которые участвуют в согласовании ключа, были клиентами одного PKG (генератора секретных ключей). Смарт также предложил модификацию данного протокола согласования ключа с подтверждением аутентификации ключа. Далее Шим в своей работе теоритически доказал, что протокол Смартта не имеет совершенной частичной опережающей скрытности и предложил модифицированную схему, которая, в свою очередь, оказалась небезопасной против атаки Сана и Се типа «человек-по-середине». Протокол можно представить в следующем виде (рис. 1):

– пользователь А вычисляет: $K_A = e(aQ_B, P_{pub})e(S_A, T_B)$, где $S_A = sQ_A$;

- пользователь В вычисляет: $K_B = e(bQ_A, P_{pub})e(S_B, T_A)$, где $S_B = sQ_B$;
- согласованный ключ: $K_{AB} = K_A = K_B = e(aQ_B + bQ_A, P_{pub})$.

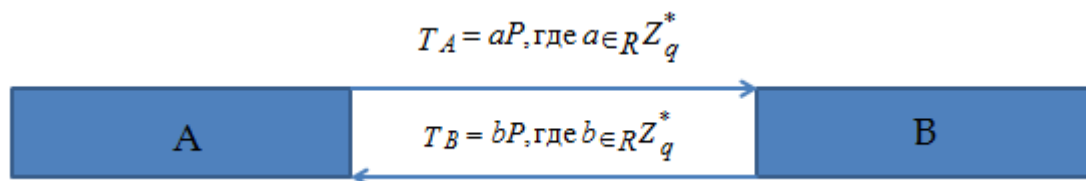


Рис. 1. Протокол согласования ключа Смарта.

Налла и Редди расширили этот протокол к протоколу с несколькими участниками, путем использования структуры бинарного дерева и теоритически доказали, что их модификация данного протокола обеспечивает некоторые желательные атрибуты безопасности.

2) Протокол согласования ключа Скотта (Scott, 2002). Скотт предложил схему, в которой каждый пользователь выбирает ПИН-код и РКГ для каждого пользователя ассоциирует результирующий секретный ключ данного пользователя с его идентификатором. Значение, вычисленное, из секретного ключа и ПИН-кода храниться внутри аппаратного токена. Индивидуальный секрет может быть восстановлен, из ранее сохраненных значений ПИН-кода, идентификатора и токена. Протокол можно представить в следующем виде (рис. 2):

- пользователь А вычисляет: $K_A = T_B^a$;
- пользователь В вычисляет: $K_B = T_A^b$;
- согласованный ключ: $K_{AB} = K_A = K_B = e(Q_A, Q_B)^{sab}$.

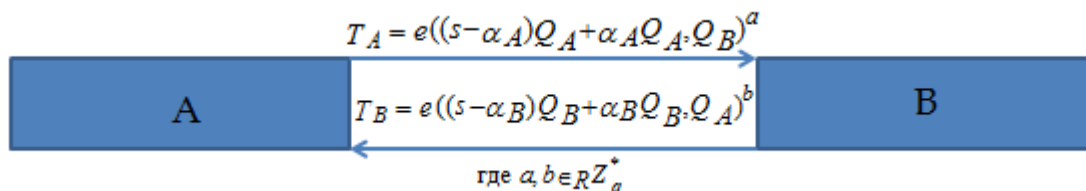


Рис. 2. Протокол согласования ключа Скотта.

3) Протокол согласования ключа Чена и Кудлы (Chen, Kudla, 2002). Протокол можно представить в следующем виде (рис. 3):

- пользователь А вычисляет: $K_A = e(S_A, T_B + aQ_B)$;
- пользователь В вычисляет: $K_B = e(S_B, T_A + bQ_A)$;
- согласованный ключ: $K_{AB} = K_A = K_B = e(Q_A, Q_B)^{s(a+b)}$.

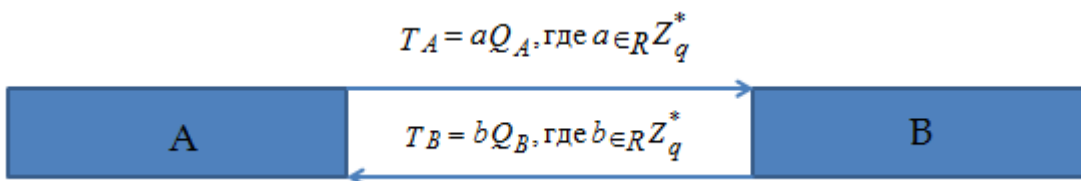


Рис. 3. Протокол согласования ключа Чена и Кудлы.

Данный протокол является более эффективным, чем протокол Смарта. Чен и Кудла также предложили механизм передачи хранения ключа третьей доверенной стороне (ТДС), применимый и к протоколу Смарта (данная модификация дает возможность пользователям через ТДС сохранить конфиденциальность даже с РКГ). Они также предложили другую модификацию, которая позволяет пользователям, принадлежащим разным РКГ, согласовывать ключи. Авторы доказали безопасность своего протокола в модели случайного оракула.

4) Протокол согласования ключа Маккала и Баррето (McCullagh, Barreto, 2004). Данный протокол может быть использован как в режимах обычной и свободной передачи хранения третьей стороне, так и в схемах согласования ключа между пользователями разных РКГ. Предполагается, что данный протокол обладает заданными свойствами безопасности в модели случайного оракула. Протокол можно представить в следующем виде (рис. 4):

- пользователь А вычисляет: $K_A = e(T_B, S_A)^{x_a}$;
- пользователь В вычисляет: $K_B = e(T_A, S_B)^{x_b}$;
- согласованный ключ: $K_{AB} = K_A = K_B = e(P, P)^{x_a x_b}$.

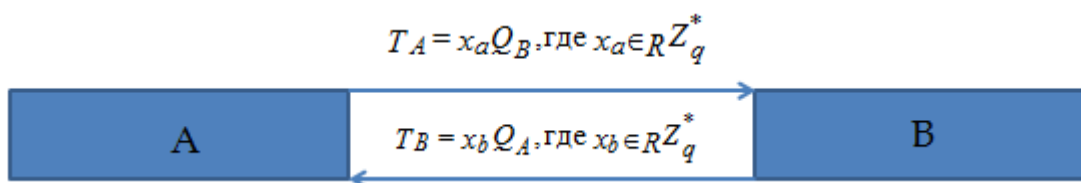


Рис. 4. Протокол согласования ключа Маккала и Баррето.

Позже, Се доказал, что злоумышленник может успешно реализовать атаку компрометации ключа, и устранил этот недостаток, предложив модификацию протокола. Кван и Чю показали, что обе схемы и их модифицированные варианты не безопасны, если злоумышленник имеет возможность выявить участников, повторно использующих сеансовый ключ.

5) Трехсторонний протокол согласования ключа Чжана, Лю и Кима (Zhang, Liu, Kim, 2002). Данный протокол использует подпись Гесса, основанную на идентификаторах. В данном протоколе каждый из трех участников выполняет одну передачу, пять скалярных умножений, пять спариваний, два отображения в точку ЭК, два умножения и две операции хеширования.

Протокол можно представить в следующем виде (рис. 5):

- (1) пользователь А вычисляет:
 $T_A = H(P_A)S_A + aP$, и отправляет (P_A, T_A) к В и С;
- (2) пользователь В вычисляет:
 $T_B = H(P_B)S_B + bP$, и отправляет (P_B, T_B) к А и С;
- (3) пользователь С вычисляет:
 $T_C = H(P_C)S_C + cP$, и отправляет (P_C, T_C) к А и В.
- Пользователь А проверяет:

$$e(T_B + T_C, P) \stackrel{?}{=} e(H(P_B)Q_B + H(P_C)Q_C, P_{pub})e(P_B, P_B)e(P_C, P_C);$$

и если проверка прошла успешно, вычисляет: $K_A = e(P_B, P_C)^a$.

– Пользователь В проверяет:

$$e(T_A + T_C, P) \stackrel{?}{=} e(H(P_A)Q_A + H(P_C)Q_C, P_{pub})e(P_A, P_A)e(P_C, P_C); \text{ и если}$$

проверка прошла успешно, вычисляет: $K_B = e(P_A, P_C)^b$.

– Пользователь С проверяет:

$$e(T_A + T_B, P) \stackrel{?}{=} e(H(P_A)Q_A + H(P_B)Q_B, P_{pub})e(P_A, P_A)e(P_B, P_B); \text{ и если}$$

проверка прошла успешно, вычисляет: $K_C = e(P_A, P_B)^c$.

– Согласованный ключ: $K_{ABC} = K_A = K_B = K_C = e(P, P)^{abc}$.

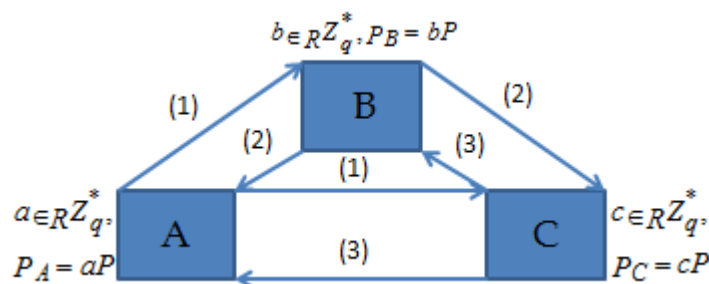


Рис. 5. Протокол согласования ключа Чжана, Лю и Кима.

2. Сравнительный анализ протоколов согласования ключа на идентификаторах. Основные свойства безопасности и эффективности данных протоколов были сведены в сравнительные табл. 1 и табл. 2 соответственно.

Таблица 1

Сравнительная таблица свойств безопасности, рассмотренных протоколов согласования ключа на идентификаторах

Свойства безопасности	Протокол согласования ключа				
	1	2	3	4	5
Задача, на которой основан протокол	DLP, CDH	DLP, CDH	BDH	BDHI	BDH, Weak-DH
Аутентификация ключа	+/-/невная	-	-	-	+/-
Безопасность ключа	заданная	-	-	заданная	заданная
Опережающая скрытность	+/-	-	+/-	+	+/-
Защита от атак типа «Маскарад»	только ключа	+	только ключа	-	только ключа
Защита от неизвестных частей ключа	+	-	+	-	+
Управление ключом	+/-	-	+/-	+	-

где «+/-» - означает частичное обеспечение рассматриваемого свойства.

Таким образом, можно увидеть, что ни один из рассмотренных протоколов не обеспечивает всех рассматриваемых свойств безопасности. Максималь-

ное количество участников в данных протоколах равно трем (протокол Чжана, Лю и Кима).

Таблица 2

Сравнительная таблица эффективности рассмотренных протоколов

Протокол согласования ключа	Количество операций выполняемых пользователем/сервером ПКГ						
	скалярное умножение	спаривание	умножение	отображение в точку ЭК	возведение в степень	вычитание	операции хеширования
1	1/2	2/-	1/-	1/1	-	-	-
2	1/2	1/-	-	1/1	2/-	1/-	-
3	2/2	1/-	-	2/1	2/-	-	-
4	1/2	1/-	-	-/1	1	-	1
5	5/2	5/-	2/-	2/1	-	-	2

Анализ подтвердил, что самым защищенным из данных протоколов является трехсторонний протокол согласования ключа Чжана, Лю и Кима. Дутта и Брау предложили модифицировать данный протокол, и предложили на его базе трех групповой протокол согласования ключа [3,4], который будет рассмотрен в следующем разделе данной статьи. На базе его можно построить сеть, в которой неограниченной число пользователей может защищено взаимодействовать между собой. Ими же была доказана безопасность данного протокола против пассивного злоумышленника. Далее, эту модификацию предложили усовершенствовать в динамический протокол, в котором пользователи могли бы свободно перемещаться из группы в группу.

3. Анализ многостороннего протокола согласования общего ключа на идентификаторах, предложенного Баруа, Даттой и Саркармом. В данном разделе проанализирован n -сторонний протокол согласования ключа [5], на идентификаторах, использующий рекурсивный алгоритм, вызывающий две процедуры – Combine Three и Combine Two.

Для процедуры Combine Three согласованным общим ключом является $H(e(P,P)^{s_1 \cdot s_2 \cdot s_3})$, для трех групп пользователей U_1, U_2, U_3 , с соответствующими секретными сеансовыми ключами s_1, s_2, s_3 . Аналогично выполняется процедура Combine Two. Если количество пользователей в каждой группе, при выполнении процедур Combine Three, и Combine Two равно одному, тогда данные процедуры принимают вид трехстороннего протокола согласования общего ключа Zhang, Lin, Kim и двухстороннего протокола Диффи-Хеллмана, соответственно.

Алгоритм имеет несколько уровней, на каждом уровне согласовывается общий ключ. Для n пользователей, пусть уровни будут пронумерованы от нуля до $R(n)$. На уровне i , пусть число групп будет n_i . Таким образом, $n_0 = n$, и $n_k = 1$, где $k=R(n)$. Представим некоторые системы обозначений для удобства анализа алгоритма:

$$U_j^{(i)}, 1 \leq j \leq n_i \quad - j\text{-тая группа пользователей, на уровне } i;$$

$s_j^{(i)}$ – общий секретный ключ, для группы пользователей $U_j^{(i)}$;
 $P_j^{(i)} = s_j^{(i)} P$ – i -тый уровень j -того открытого ключа.

Пусть общее количество пользователей равно n , делим его на три группы $U_1^{(k-1)}, U_2^{(k-1)}, U_3^{(k-1)}$, и если остаток от деления равен двум, то к двум последним группам прибавляем по одному пользователю, если одному – то к последней группе одного. Применяем рекурсивную процедуру, для каждого набора пользователей $U_j^{(i)}$, разбивая ее на три подгруппы пользователей, в зависимости от n , каждая такая подгруппа делится от одной до трех. Процедура Combine Three вызывается при количестве раундов ≥ 2 , а процедура CombineTwo, при количестве раундов < 2 .

Пусть $Rep(U)$ – текущее состояние группы пользователей U , тогда процедуры Combine Three и Combine Two, можно представить в виде алгоритмов:

<p>procedure <i>CombineThree</i>($U[1,2,3], s[1, 2,3]$) $i=1$ to 3 do { $Rep(U_i)$ computes $P_i=s_iP$ and $T_{Rep(U_i)} = \hat{H}(P_i) S_{Rep(U_i)} + s_i P_i$; Let $\{j,k\} = \{1,2,3\} \setminus \{i\}$; $Rep(U_i)$ sends $P_i, T_{Rep(U_i)}$ } to all members of both U_j, U_k. $i=1$ to 3 do { Let $\{j,k\} = \{1,2,3\} \setminus \{i\}$; each members of U_i verifies: $e^{(T_{Rep(U_j)} + T_{Rep(U_k)}, P)} =$ $= e^{(\hat{H}(P_i) Q_{Rep(U_j)}, P_{pub}) e^{(P_j, P_j)} e^{(P_k, P_k)}$ + $\hat{H}(P_k) Q_{Rep(U_k)}, P_{pub} e^{(P_j, P_j)} e^{(P_k, P_k)}$ and computes $H(e^{(P_j, P_k)^{s_i}})$ } end CombineThree</p>	<p>$e^{(\bar{T}_{Rep(U_1)}, P)} =$ $= e^{(\hat{H}(\bar{s}P) Q_{Rep(U_1)}, P_{pub}) e^{(\bar{s}P, \bar{s}P)}$; $Rep(U_1)$ sends $P_1, T_{Rep(U_1)}$ to all members of U_2; $Rep(U_2)$ sends $P_2, T_{Rep(U_2)}$ to all members of U_1; each members of U_1 verifies: $e^{(T_{Rep(U_2)}, P)} =$ $= e^{(\hat{H}(P_2) Q_{Rep(U_2)}, P_{pub}) e^{(P_2, P_2)}$ and computes $H(e^{(P_2, \bar{s}P)^{s_1}})$; each members of U_2 verifies: $e^{(T_{Rep(U_1)}, P)} =$ $= e^{(\hat{H}(P_1) Q_{Rep(U_1)}, P_{pub}) e^{(P_1, P_1)}$ and computes $H(e^{(P_1, \bar{s}P)^{s_2}})$; end CombineTwo</p>
------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

procedure
CombineTwo($U[1,2], s[1, 2]$)
 $i=1$ to 2 do {
 $Rep(U_i)$ computes $P_i=s_iP$
 and $T_{Rep(U_i)} = \hat{H}(P_i) S_{Rep(U_i)} + s_i P_i$ }
 $Rep(U_1)$ generates $\bar{s} \in_R Z_q^*$
 and sends $\bar{s}P$,
 $\bar{T}_{Rep(U_1)} = \hat{H}(\bar{s}P) S_{Rep(U_1)} + \bar{s}^2 P$
 to the rest of the users;
 each member of U_1, U_2
 except $Rep(U_1)$ verifies:

Данный протокол обеспечивает защиту против активного злоумышленника путем применения специальной схемы подписи, и обеспечивает следующие свойства безопасности:

1) *Неявная аутентификация ключа (Implicit Key Authentication)* – только пользователи, с которыми А хочет согласовать общий ключ, имеют возможность вычислить значение данного ключа.

2) *Безопасность с известным сеансовым ключом (Known Session Key Security)* – злоумышленник, имея некоторые предыдущие сеансовые ключи, не может вычислить текущий сеансовый ключ.

3) *Идеальная или опережающая скрытность (Forward (Perfect) Secrecy)* – компрометация долгосрочного секретного ключа одного или нескольких (всех в идеальном случае) пользователей не влияет на безопасность предыдущих сеансовых ключей.

4) *Олицетворение без компрометации ключа (No Key-compromise Impersonation)* – компрометация секретного долгосрочного ключа одного пользователя, не влияет на секретные ключи других пользователей. Злоумышленник может выдать себя только за пользователя, чей ключ он скомпрометировал.

5) *Отсутствие неизвестных частей ключа (No Unknown Key-share)* – злоумышленник не в состоянии убедить группу пользователей в том, что они разделили ключ со злоумышленником, а не с легальными пользователями.

6) *Отсутствие контроля ключа (No Key Control)* – не возможно контролировать / предсказать значение сеансового ключа любым участником (или злоумышленником).

Выводы. Согласование ключа является одним из фундаментальных криптографических примитивов после шифрования и цифровой подписи. Основной целью механизмов согласования ключей является построение защищенного канала, для последующего безопасного взаимодействия пользователей. Также, механизмы согласования ключа служат основой для построения защищенных, комплексных, высокоуровневых протоколов.

Проведен краткий обзор и анализ основных криптографических протоколов на идентификаторах позволил сделать вывод о том, что криптографические протоколы на идентификаторах, являются перспективной и активно развивающейся отраслью современной криптографии и могут быть задействованы при построении инфраструктуры открытых ключей. Такие преобразования является единственной альтернативой существующей системы ЕЦП. Также был проанализирован протокол согласования общего ключа на идентификаторах, использующий билинейные отображения точек на эллиптической кривой. Протокол является стойким против пассивного и активного злоумышленника, и основывается на решении проблемы DHBDH (Decisional Hash Bilinear Diffie-Hellman). Данный протокол обеспечивает безопасный канал передачи данных между пользователями.

Криптографические протоколы на идентификаторах, являются перспективной и активно развивающейся отраслью современной криптографии и могут быть задействованы при построении инфраструктуры открытых ключей на идентифи-

каторах. Данное направление нуждается в дальнейшем глубоком исследовании и развитии как в теоретическом, так и в практическом смысле.

Список литературы

1. Chen, L., Cheng, Z., Smart, N.P.: Identity-based Key Agreement Protocols from Pairings. *International Journal of Information Security* 6(4), 213–241 (2007).
2. R. Barua, R. Dutta, P. Sarkar. Extending Joux Protocol to Multi Party Key Agreement., LNCS 2904, pp. 205-217, Springer-Verlag, 2003.
3. R. Dutta, R. Barua and P. Sarkar. Provably Secure Authenticated Tree Based Group Key Agreement., LNCS 3269, pp. 92-104, Springer-Verlag, 2004.
4. R. Dutta and R. Barua. Dynamic Group Key Agreement in Tree-based Setting., LNCS 3574, pp. 101-112, Springer-Verlag, 2005.
5. R. Barua, R. Dutta, P. Sarkar. Extending Joux Protocol to Multi Party Key Agreement., LNCS 2904, pp. 205-217, Springer-Verlag, 2003.

Анотація

Порівняльний аналіз протоколів узгодження спільного ключа на основі ідентифікаційних даних

Проведено короткий огляд протоколів узгодження ключа. Наведено результати порівняльного аналізу даних протоколів і аналіз властивостей безпеки протоколу, запропонованого Баруа, Даттою і Саркар.

Abstract

Comparative analysis of common key agreement protocol based on identity

Held a brief overview of the key agreement protocol. The results of comparative analysis of protocols and analysis of security properties of the protocol proposed by Barua, Dutta and Sarkar.

МОДЕРНІЗАЦІЯ ПРОГРАМНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ОБРОБКИ ТИПОВИХ ЕЛЕМЕНТІВ НА ТОКАРНИХ ВЕРСТАТАХ З ЧПК

Бондар О.О., спеціаліст (НТУ "ХПІ")

У роботі наведені нові технологічні рішення по модернізації програмного забезпечення обробки типових елементів на токарних верстатах зі ЧПК

Вступ і постановка завдання. Основною перевагою верстатів з ЧПК є можливість їх переналадки при переході на обробку нової деталі за дуже короткий час, що дуже важливо при обробці малих партій деталей (15-25 штук), а також складних по конфігурації заготовок, виготовлення яких на універсальних верстатах є малоефективним [1]. Продуктивність праці при цьому зростає в 2-4 рази. Керування верстатом здійснюється автоматично з використанням спеціальної програми. Підготовка верстата до роботи полягає в основному в розробці керуючої програми для обробки конкретної заготовки із застосуванням програмного забезпечення типових елементів [2]. Чим вище рівень проектних рішень, отриманих на основі оптимізації траєкторії руху інструменту, тим вище ефективність обробки на верстаті з ЧПК. Тому метою роботи є розробка нових ефективних циклів обробки на токарних верстатах з ЧПК типових елементів заготовок.

Матеріали та результати досліджень. 1. Багатопрохідний цикл обробки закритих поверхонь по схемі "спуск". Стандартний цикл базового програмного забезпечення прорізання прямокутних канавок може оброблювати заниження тіл обертання з постійною глибиною. Завдання модернізації – розробка багатопрохідного циклу обробки заниження з довільним контуром. У даному циклі потрібно визначити координату кінцевої точки переміщення різця ($R1$) на кожному проході: 1) при вирішенні системи рівнянь прямих щодо лівої кромки різця і координату ($R2$); 2) при вирішенні системи рівнянь прямих щодо правої кромки різця. Даний цикл реалізується наступним чином: через ліву і праву вершини різця, що знаходиться в початковій точці циклу, проводяться прямі перпендикулярні осі деталі, що оброблюється і знаходяться точки перетину цих прямих з прямими що обмежують кінцевий контур деталі. Для цього необхідно вирішити системи з їх рівнянь. Далі порівнюються ці точки. Якщо $R1 \geq R2$, тоді різець переміщається на величину $R1$. Якщо $R1 < R2$, тоді різець переміщається на величину $R2$, а потім відводиться на прискореному ході в початкову точку циклу по координаті X . Далі від ширини канавки $R3$ віднімається $R4$ - величина зміщення різця по координаті Z . Якщо отримана величина $R3 > 0$, то можливі два випадки:

- 1) $R3 > R4$, тоді різець переміщається на величину $W + R4$;
- 2) $R3 < R4$, різець переміщається на величину $W + R3$ і далі весь цикл повторюється знову до досягнення кінцевого контуру деталі.

Якщо отримана величина $R3 \leq 0$, тоді кінець циклу.

Структура циклу L13 (рис. 1) має наступний вигляд: *L13 D X A P*;

Фрагмент основної програми з використанням циклу L13 можна представити таким чином:

```

N001 S2 700 F0.5 T3 LF
N002 X34 Z-60 E LF
N003 L13 DR2 XR1 AR3 PR0 LF
N004 Z-10 LF (Опис деталі)
N005 X20 Z-30 LF
N006 Z-60 Q3 LF
N007 X30 M17 LF
.....
N015 M02 LF
    
```

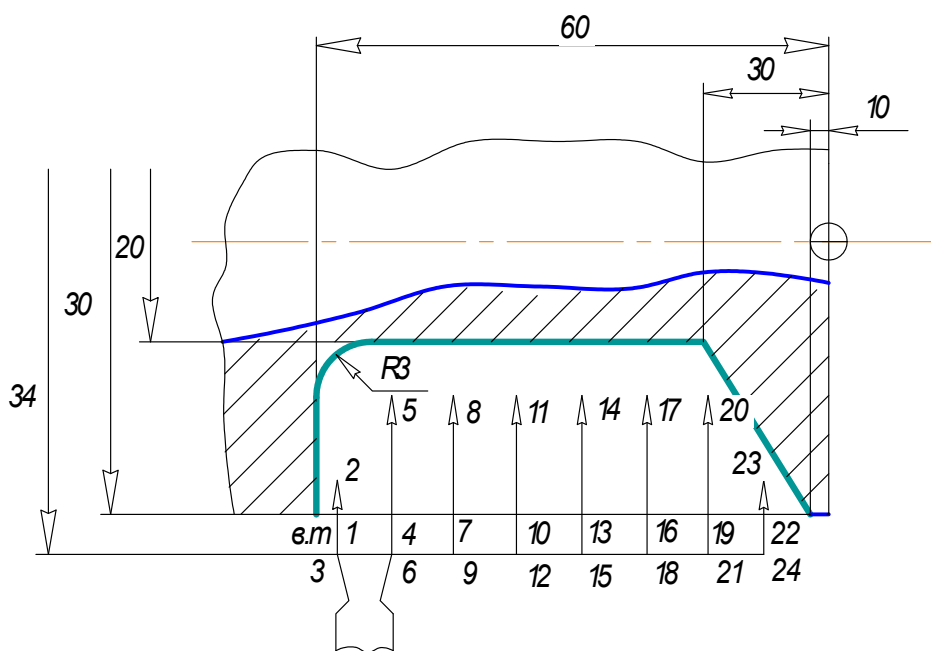


Рис. 1. Схема реалізації циклу обробки закритої поверхні по схемі “спуск”.

Формалізований алгоритм виконання циклу L13 матиме наступний вигляд (тут і надалі будемо використовувати формалізовану форму запису технологічного алгоритму для більшої наочності та скорочення запису):

N1 IF [пряма паралельна осі, або конусна поверхня] THEN

$$\left. \begin{cases} R1 = \frac{(Z - Z1)(X2 - X1)}{Z2 - Z1} + X1 \\ R1 = \frac{(Z - Z3)(X4 - X3)}{Z4 - Z3} + X3 \end{cases} \right\} \left. \begin{cases} R2 = \frac{(Z - Z5)(X6 - X5)}{Z6 - Z5} + X5 \\ R2 = \frac{(Z - Z7)(X8 - X7)}{Z8 - Z7} + X7 \end{cases} \right\} \text{GOTO N3 LF (1)}$$

N2 IF [дуга, галтель] THEN

$$\left. \begin{cases} R1 = \frac{(Z - Z1)(X2 - X1)}{Z2 - Z1} + X1 \\ R1 = \sqrt{R^2 - Z^2 + 2Za - a^2 + 2Xb - b^2} \end{cases} \right\} \left. \begin{cases} R2 = \frac{(Z - Z1)(X2 - X1)}{Z2 - Z1} + X1 \\ R2 = \sqrt{R^2 - Z^2 + 2Za - a^2 + 2Xb - b^2} \end{cases} \right\} \quad (2)$$

N3 IF R1 >= R2 THEN XR1 DR5 GOTO N5 LF

N4 IF R1 < R2 THEN XR2 DR5 LF

```

N5 Хітц E LF
N6 R3=R3-R4 LF
N7 IF R3>0 THEN GOTO N9 LF
N8 IF R3<=0 THEN GOTO N11 LF
N9 IF R3>R4 THEN W+R4 GOTO N1 LF
N10 IF R3<=R4 THEN W+R3 GOTO N1 LF
N11 M17 LF

```

Використовувані формальні параметри: R0 - ширина різця; R1- внутрішній діаметр канавки, при прямій що проходить через ліву кромку різця; R2 - внутрішній діаметр канавки, при прямій що проходить через праву кромку різця; R3 - ширина канавки; R4- величина зміщення різця по осі Z; R5- витримка часу, с.

2. Розробка технологічного алгоритму обробки відкритих поверхонь по схемі “зигзаг”. Даний алгоритм забезпечує зниження загального часу обробки за рахунок зменшення допоміжних переміщень. Цикл по даній схемі (рис. 2) реалізується таким чином: різець встановлюється в початкову точку циклу і відразу ж перевіряється умова $X_t \geq X_k + A$. Якщо умова не виконується, тоді кінець програми. Якщо умова виконується, різець переміщається на величину XX_t . На початку циклу $X_t = X_{ітц}$, тому різець стоїть на місці, далі йде переміщення на робочій подачі по контуру на величину R1 в зворотному напрямку. Далі від поточного значення по координаті X віднімається глибина різання P і відразу ж перевіряється умова $X_t \geq X_k + A$. Якщо умова не виконується, тоді кінець програми. Якщо умова виконується, різець переміщається на величину XX_t і далі по контуру в позитивному напрямку на величину R1, потім від поточного значення по координаті X віднімається глибина різання P і весь цикл повторюється. Структура циклу L16 має наступний вигляд: $L16 X W A P$, де X - кінцевий діаметр обробки; W - довжина петлі; A - припуск під чистову обробку; P- глибина різання.

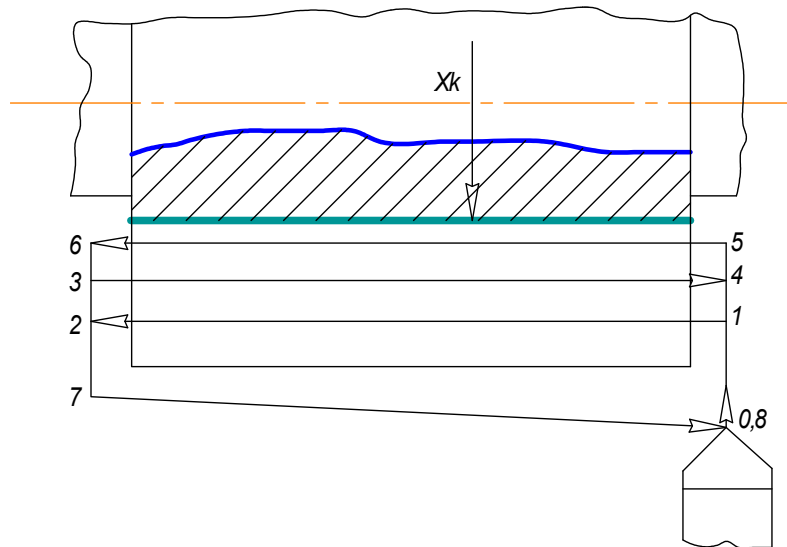


Рис. 2. Схема обробки відкритих поверхонь по схемі “зигзаг”.

Формалізований алгоритм виконання циклу L16 матиме наступний вигляд:

```

N1 IF  $X_T \geq X_K + A$  THEN  $XX_T$  GOTO N3 LF
N2 IF  $X_T < X_K + A$  THEN GOTO N9 LF
N3 W-R1 LF
N4  $X_T = X_T - P_i$  LF
N5 IF  $X_T \geq X_K + A$  THEN  $XX_T$  GOTO N7 LF
N6 IF  $X_T < X_K + A$  THEN GOTO N9 LF
N7 WR1 LF
N8  $X_T = X_T - P_i$  GOTO N1 LF
N9 M17 LF

```

Використовувані формальні параметри: R1 - довжина петлі; R2 - припуск під чистову обробку; $X_T = X_{itc}$ - поточне значення по координаті X; R3 - глибина різання.

3. Багатопрохідний цикл обробки відкритих поверхонь по схемі "петля". Програмування цього алгоритму можна виконати з використанням стандартного циклу G27. Але, у тих випадках, коли загальна величина припуску по діаметру значна і потребує багатопрохідної обробки, керуюча програма містить багато кадрів, оскільки така обробка потребує безпосереднього програмування кожного переміщення на глибину поточного проходу і багаторазового використання циклу G27. Модернізований цикл G27M повинен забезпечувати як компактний запис у складі керуючої програми, так і автоматизоване відпрацювання усіх необхідних переміщень.

Даний цикл реалізується таким чином, різець встановлюється в початкову точку циклу і відразу ж перевіряється умова $X_T \geq X_K + A$. Якщо умова не виконується, тоді кінець програми. Якщо умова виконується різець переміщається на величину XX_T , на початку циклу $X_T = X_{itc}$, тому різець стоїть на місці і далі проводиться обробка по контуру за допомогою циклу L03, в якому R1 - довжина петлі, потім від поточного значення по координаті X віднімається глибина різання P і весь цикл повторюється.

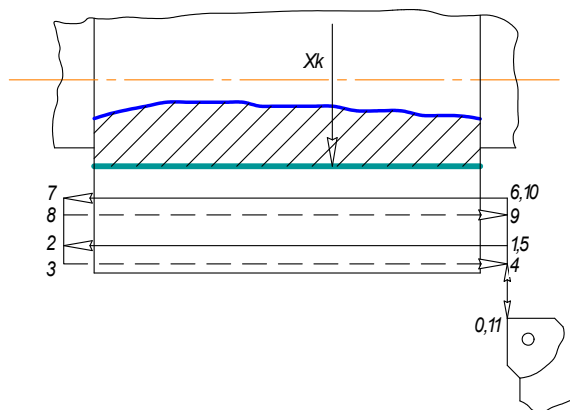


Рис. 3. Схема обробки відкритих поверхонь по схемі "петля".

Структура циклу L17 (рис. 3) має наступний вигляд: $L17 X W A P$, де X - кінцевий діаметр обробки; W - довжина петлі; A - припуск під чистову обробку; P - глибина різання.

Формалізований алгоритм виконання циклу L17 матиме наступний вигляд:
N1 IF $X_T \geq X_K + A$ THEN XX_T GOTO N3 LF
N2 IF $X_T < X_K + A$ THEN GOTO N5 LF
N3 L03 W-R1 LF
N4 $X_T = X_T - P_i$ GOTO N1 LF
N5 M17 LF

Використовувані формальні параметри: R1 - довжина петлі; R2 - припуск під чистову обробку; $X_T = X_{itc}$ - поточне значення по координаті X; R3 - глибина різання.

Висновки. Наведені у роботі цикли багато прохідної токарної обробки дозволяють значно скоротити час обробки деталей за рахунок зменшення часу, що відводиться на допоміжні переміщення, та часу безпосередньої обробки деталі. Також значно зменшується час переналаджування верстата за рахунок зменшення керуючої програми. Наведені алгоритми є можливим використовувати при модернізації застарілих верстатів з ЧПК, які є досить поширені у країнах СНД.

Список літератури

1. Маталин А.А. Технология машиностроения: учебник / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
2. Стискин Г.М. Токарные станки с оперативным программным управлением / Г.М. Стискин, В.Д. Гаевский. – К.: Техника, 1989. – 176 с.
3. Рудько А.П. Программирование токарной обработки на микроЭВМ Электроника МС 1201.01: Методические указания к выполнению индивидуального задания / А.П. Рудько. – Харьков, 1991. – 57 с.

Аннотация

Модернизация программного обеспечения обработки типовых элементов на токарных станках с ЧПУ

В работе приведены новые технологические решения по модернизации программного обеспечения обработки типовых элементов на токарных станках с ЧПУ

Abstract

Upgrade processing software model elements on CNC lathes

The paper presents new solutions for the software upgrade process model elements on a lathe with numerical control

ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННАЯ ПРАВКА АЛМАЗНОГО КРУГА ПРИ НАРЕЗКЕ ХРУСТАЛЯ

Новиков Г.В., канд. техн. наук
(Научный центр НТК “Эльбор”, г. Харьков)

Разработана эффективная технология электроэрозионной правки алмазного круга при нарезке хрусталя и обоснованы условия повышения производительности и качества обработки хрусталя алмазными кругами после их электроэрозионной правки

Введение и постановка задачи. Основным инструментом при нарезке хрусталя является алмазный круг формы 14ЕЕ1 с зернистостью алмазного порошка АС6 50...100 мкм на металлической связке М2-01. При работе происходит наиболее интенсивный износ острия круга – потеря геометрической формы и размеров, что требует правки с целью поддержания требуемой точности его формы и обнажения режущих зерен для обеспечения высокой режущей способности круга (рис. 1). Последний фактор имеет исключительно важное значение, т.к. обработка изделий из хрусталя производится “вручную” и снижение режущей способности круга приводит к увеличению сил резания, физических нагрузок рабочего и его утомляемости, снижению производительности и качества обработки.

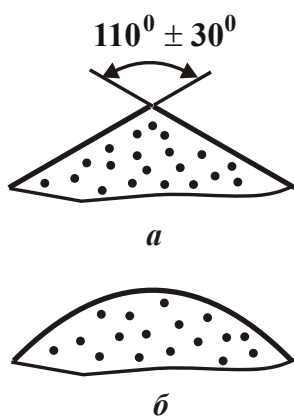


Рис. 1. Форма неизношенной (а) и изношенной (б) рабочей части круга.

Традиционно правка алмазного круга производится механическим методом с использованием абразивного бруска. Как показывает практика, такой метод не всегда обеспечивает высокую эффективность. Сложно восстановить требуемый угол при вершине круга, устранить радиальное биение круга непосредственно на рабочем станке, произвести качественное вскрытие алмазного слоя круга (обеспечить значительное выступание алмазных зерен из связки).

Известны подходы к профилированию и правке алмазного круга электроэрозионным методом, основанным на термическом разрушении металлической связки [1,2]. Однако в стекольной обработке они не нашли широкого применения. Это связано с трудностями организации процесса правки круга непосредственно на рабочем месте, которые состоят в следующем:

- 1) используется большое количество абразивных брусков диаметром 100 мм и высотой 20 мм (примерно один брусок в смену на каждом рабочем месте);
- 2) в процессе правки происходит потеря геометрической формы круга, что ведет к снижению качества обработки хрусталя. Поэтому эти круги

восстанавливают на специальном станке с использованием абразива (операция очень трудоемкая с большим расходом абразива);

3) алмазные круги зернистостью 125/100 обладают достаточно высокой режущей способностью после абразивной правки, однако это приводит к увеличению шероховатости обработанной поверхности, что требует ее длительного химического полирования и неэффективно. Применение абразивной правки алмазных кругов зернистостью 63/50 требовало большого расхода абразивных брусков и не обеспечивало достаточной режущей способности круга. Это снижало производительность обработки хрусталя, хотя шероховатость обработки хрусталя при этом уменьшалась. Данный вариант обработки также малоэффективен;

4) в результате низкой режущей способности круга на обрабатываемых поверхностях образовывались прижоги и трещины. При последующем химическом полировании стекла кислота проникала в трещины и разрушала материал на достаточно большую глубину. В итоге образовывалась так называемая “паутина” поверхности, для устранения которой требовалось значительное время. Необходимо отметить, что химическому полированию подвергались все изделия, т.к. нарезанные грани хрусталя всегда имеют матовую поверхность, а кислота снимает нарушенный поверхностный слой, обеспечивая прозрачность всей поверхности.

Цель работы – повышение производительности и качества обработки хрусталя алмазными кругами на металлических связках после их электроэрозионной правки.

Результаты исследований. Для устранения указанных выше недостатков обработки хрусталя была разработана эффективная технология электроэрозионной правки алмазного круга на станках САГ [3]. Она осуществляется периодически резчиком хрусталя. Используется простое устройство (правлящий электрод), которое удерживается в руках рабочего [4]. В данном случае не требуется проводить сложную модернизацию станка САГ, не требуется высокой квалификации рабочего. Достаточно обеспечить токоподвод от специального генератора импульсного тока к станку. Результатом правки является качественное вскрытие алмазоносного слоя, что полностью восстанавливает режущую способность круга, обеспечивает требуемую точность формы режущей части круга. Это позволяет производить качественное высокопроизводительное нарезание граней на изделиях из хрусталя.

Электроэрозионная правка позволила полностью отказаться от правки абразивными брусками. Рабочий на станке может устранить биение круга, и произвести его более качественную подзаправку. Прямая образующая на пластинах электрода в процессе правки обеспечивает устранение завалов на грани алмазного круга. В результате достигается требуемая геометрия алмазного круга.

Более качественное вскрытие зерен круга позволяет увеличить время между подзаправками до 2-3 раз, а это снижает расход алмазного круга. Повышение качества обработки хрусталя приводит к тому, что после химического полирования нарезанные грани имеют совершенно другой качественно новый вид, свидетельствующий о создании высококачественной продукции.

Для оценки возможностей технологии обработки хрусталя алмазными кругами после их электроэрозионной правки определим условия повышения производительности шлифования Q на основе аналитической зависимости [5]:

$$Q = \frac{2 \cdot P_y \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot HV}, \quad (1)$$

где P_y – сила прижима обрабатываемого изделия к алмазному кругу, Н; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; HV – твердость (по Виккерсу) обрабатываемого стекла, Н/м²; η – безразмерный параметр, определяющий степень затупления алмазного круга, 0...1 ($\eta \rightarrow 0$ – для острого круга, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленного круга).

Как видно, повысить производительность обработки Q можно увеличением параметров $P_y, V_{кр}$ и уменьшением $\eta \rightarrow 0$. Возможности увеличения параметров P_y и $V_{кр}$ ограничены характеристиками станка и требованиями по качеству обработки. Безразмерный параметр η может изменяться в широких пределах: 0...1. Следовательно, наибольший эффект достигается от уменьшения безразмерного параметра η . С физической точки зрения η равен отношению величины линейного износа зерна x к максимальной толщине среза H , отсчитывая ее от вершины исходного неизношенного зерна (рис. 2). Тогда $\eta = x / H$, где [5]

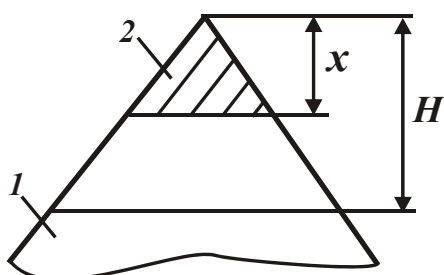


Рис. 2. Расчетная схема параметров шлифования: 1 – режущее зерно; 2 – изношенная часть зерна.

$$H = \sqrt[3]{\frac{900 \cdot \bar{X}^3 \cdot P_y}{m \cdot F \cdot HV}}, \quad (2)$$

\bar{X} – зернистость круга, м; m – объемная концентрация зерен круга; F – площадь контакта круга с обрабатываемой деталью, м².

С учётом (2) параметр η выразится

$$\eta = x \cdot \sqrt[3]{\frac{m \cdot F \cdot HV}{900 \cdot \bar{X}^3 \cdot P_y}}. \quad (3)$$

Уменьшить параметр η можно уменьшением величины линейного износа зерна x , концентрации круга m , твёрдости обрабатываемого материала HV и увеличением зернистости круга \bar{X} и давления P_y / F . Наибольшее влияние на η оказывает величина x . Следовательно, необходимо в процессе шлифования поддерживать высокую остроту круга.

С учётом (3) зависимость (1) примет вид

$$Q = \frac{2 \cdot P_y \cdot V_{кр}}{\pi \cdot HV} \cdot \left(1 - x \cdot \sqrt[3]{\frac{m \cdot F \cdot HV}{900 \cdot \bar{X}^3 \cdot P_y}} \right). \quad (4)$$

С увеличением силы P_y производительность обработки Q увеличивается более чем по линейному закону. Однако этому препятствует увеличение величины x , которое снижает Q . Увеличение величины x обусловлено увеличением силы P_{y1} , действующей на зерно круга [5]:

$$P_{y1} = 0,5 \cdot \pi^3 \sqrt[3]{HV \cdot \left(\frac{900 \cdot \bar{X}^3 \cdot P_y}{m \cdot F} \right)^2}. \quad (5)$$

Следовательно, добиться пропорционального увеличения Q с ростом P_y можно уменьшением или стабилизацией во времени величины x . Для этого необходимо обеспечить периодическое выпадение из связки затупившихся зёрен, т.е. режим равномерного во времени износа круга (режим самозатачивания).

Для того чтобы затупившееся зерно выпало из связки круга, необходимо приложить к нему силу P_{y1} , равную силе, удерживающей зерно в связке. В соответствии с зависимостью (5), сила P_{y1} тем больше, чем больше параметры HV , \bar{X} , P_y и меньше m , F . Для заданных значений m , \bar{X} , HV достичь предельное значение P_{y1} можно изменением P_{y1}/F . Для относительно малопрочных связок значения P_{y1} и P_y/F - небольшие. Поэтому самозатачивание круга будет происходить при низкой силовой и тепловой напряженности процесса.

Увеличение твёрдости (прочности) связки увеличивает предельное значение P_{y1} . Величины силы P_y может быть недостаточно для достижения предельного значения P_{y1} . Тогда, исходя из зависимости (5), необходимо увеличить \bar{X} и уменьшить m . Эффект выше от увеличения зернистости \bar{X} , которая входит в (5) с максимальной степенью. Этим можно объяснить эффективность снижения зернистости в кругах на относительно “мягких” связках.

Режим самозатачивания круга требует также выполнения условия равенства скоростей износа зёрен и связки. Данное условие предполагает разделение силы P_y условно на две составляющие.

Первая составляющая должна затрачиваться на вдавливание зёрен в обрабатываемый материал, вторая – на прижатие обрабатываемого материала и микростружек к связке круга и её износ со скоростью износа зёрен. Для “мягких” связок вторая составляющая силы P_y небольшая. Для твёрдых связок она существенно выше и не всегда может быть достигнута на практике. В результате круг будет работать в режиме затупления, т.к. скорость износа зерен будет больше скорости износа связки. Обеспечить режим самозатачивания круга можно уменьшением скорости износа зёрен, применяя более прочные абразивные или алмазные зерна, увеличивая зернистость и концентрацию круга.

Таким образом показано, что с точки зрения выполнения условия равенства силы резания P_{y1} , действующей на зерно, и силы удержания зерна в связке, необходимо увеличить зернистость круга \bar{X} и уменьшить объемную концентрацию зерен круга m . С точки зрения выполнения условия равенства скоростей износа зерен и связки необходимо увеличивать и зернистость \bar{X} и объемную концентрацию зерен круга m . Учитывая то, что на практике при высокопроизводительной обработке зерна трудно выполнить второе условие, необ-

ходимо стремиться к увеличению \bar{X} и m , т.е. применять алмазные круги на прочной металлической связке типа М2-01 зернистостью 100/80 и более и концентрацией 100%. Именно этим обстоятельством можно объяснить то, что при огранке природных алмазов в бриллианты применяют алмазные круги на металлической связке с высокой концентрацией (200% и более), поскольку здесь практически отсутствует контакт обрабатываемого материала со связкой и ее износ, что не обеспечивает режим самозатачивания круга. Для снижения скорости износа зерен и выполнения условия равенства скоростей износа зерен и связки в этом случае в зону обработки часто вводят свободный абразив, что эквивалентно повышению концентрации зерен в круге до 400%. Естественно, изготовить алмазные круги с такой высокой концентрацией зерен методами порошковой металлургии невозможно.

Важнейшим условием выполнения равенства скоростей износа зерен и связки круга является правильный выбор типа связки. В настоящее время создано большое количество различных по составу связок, в том числе металлических, которые обеспечивают режим самозатачивания круга. Это достигается в основном за счет снижения твердости связки, что сопровождается снижением прочности удержания зерен и срока работы круга. Однако при этом увеличиваются режущая способность круга и производительность обработки Q вследствие уменьшения параметров \bar{X} и η – по зависимостям (1) и (4). Уменьшение зернистости круга \bar{X} ведет к снижению ресурса работы зерен в круге. Поэтому с точки зрения уменьшения себестоимости обработки существует оптимальное значение \bar{X} , которое должно обеспечиваться оптимальным сочетанием твердости связки, зернистости и концентрации круга.

Если два вышеуказанных условия самозатачивания круга не выполняются, круг будет работать в режиме затупления и его необходимо периодически править. Существующие методы механической правки не обеспечивают качественное вскрытие алмазоносного слоя круга на прочной металлической связке типа М2-01. После правки режущие зёрна выступают над уровнем связки на небольшую высоту, недостаточную для осуществления высокопроизводительного шлифования. Гораздо большими технологическими возможностями располагает метод электроэрозивной правки, основанный на термическом разрушении металлической связки от действия электрических разрядов. Температура нагрева поверхностных слоев связки в момент действия электрического импульса равна [6]

$$t^{\circ} = \frac{k \cdot A}{\rho \cdot c \cdot S \cdot l}, \quad (6)$$

где k – тепловой эквивалент работы; $A = I \cdot U \cdot \tau$ – работа электрического тока, Дж; I – сила тока, А; U – напряжение, В; τ – время действия электрического импульса, с; ρ, c – соответственно плотность и теплоёмкость металлической связки; S – фактическая площадь контакта связки круга с правящим электродом, м²; l – толщина межэлектродного зазора, м.

Температура t° тем больше, чем больше A и меньше S и l . В начальный момент правки затупленного круга, когда величина l небольшая ($l \rightarrow 0$), тем-

пература t° принимает большие значения, достаточные для термического разрушения. По мере увеличения выступления зёрен над связкой, величина l возрастает, а температура t° уменьшается, что при определенных условиях может привести к прекращению процесса электроэрозии. В этом случае необходимо увеличить работу электрического импульса A .

С увеличением прочности (твёрдости) связки температура t° и работа A увеличиваются. Правка крупнозернистых алмазных кругов в связи с увеличением l требует увеличения работы A .

Зависимость (6) преобразуем к виду

$$t^\circ = \frac{k \cdot N}{\rho \cdot c \cdot Q_{np}}, \quad (7)$$

где $N = I \cdot U$ – мощность электрического тока, Вт; $Q_{np} = S \cdot l / \tau$ – производительность процесса правки, м³/с.

При достижении предельного значения t° производительность правки Q_{np} зависит лишь от мощности электрического тока N . Чем больше N , тем больше Q_{np} . При этом напряжение U определяет толщину межэлектродного зазора l :

$$t^\circ = \frac{k \cdot U^2 \cdot \tau}{\rho \cdot c \cdot \rho_{ом} \cdot l^2}, \quad (8)$$

где $\rho_{ом}$ – удельное сопротивление связки, Ом·мм/м².

Сила тока I определяет фактическую площадь контакта металлической связки с электродом $S_{нл}$

$$t^\circ = \frac{k \cdot I^2 \cdot \tau \cdot \rho_{ом}}{\rho \cdot c \cdot S_{нл}^2}. \quad (9)$$

В начальный момент правки, когда $l \approx 0$, напряжение небольшое (при достижении предельной температуры). С течением времени толщина зазора l увеличивается, что сопровождается увеличением напряжения U . Следовательно, для обеспечения большего зазора l необходимо использовать высокие напряжения U . Это относится к электроэрозионной правке крупнозернистых алмазных кругов, высокопроизводительному черновому шлифованию и т.д.

Сила тока I в начальный момент правки (в связи с небольшой площадью контакта связки с электродом) принимает большое значение (возможно короткое замыкание). По мере съёма микронеровностей связки площадь $S_{нл}$ уменьшается, что ведёт к снижению силы тока. Следовательно, при первоначальном вскрытии алмазного круга (при большой площади контакта связки с электродом) необходимо использовать источники тока, обеспечивающие высокие значения силы тока.

С увеличением τ , как следует из зависимостей (8) и (9), для достижения предельной температуры t° требуются меньшие значения U и I . Следовательно, недостаток мощности источника тока можно компенсировать увеличением длительности электрического импульса (при использовании электроимпульсных генераторов) или увеличением длины рабочей части электрода (при С уве-

личением времени правки круга сила тока I_p и мощность тока P_p уменьшаются, а напряжение U_p увеличивается. Это связано с уменьшением площади контакта $S_{пл}$, производительности правки Q_{np} и увеличением l в соответствии с приведенными зависимостями.

С увеличением мощности тока P_p производительность правки увеличивается. Как видно, реализация качественной правки требует установления напряжения U до 30 В и больше, силы тока I – более 40 А, мощности тока N – более 1 кВт.

Применим теоретические результаты для анализа процесса электроэрозионного шлифования, когда роль правящего электрода выполняет обрабатываемая деталь в процессе шлифования. Зависимости (7), (8) и (9) принимают вид

$$t^\circ = \frac{k \cdot I \cdot U}{\rho_m \cdot c_m \cdot Q}, \quad (10)$$

$$t^\circ = \frac{k \cdot U^2}{\rho_m \cdot c_m \cdot \rho_{ом} \cdot l \cdot V_{кр}}, \quad (11)$$

$$t^\circ = \frac{k \cdot I^2 \cdot l \cdot \rho_{ом} \cdot V_{кр}}{\rho_m \cdot c_m \cdot Q}, \quad (12)$$

где ρ_m , c_m – соответственно плотность и удельная теплоёмкость обрабатываемого материала; Q – производительность процесса шлифования.

При электроэрозионном шлифовании важно своевременно устранить с рабочей поверхности круга продукты обработки, не допуская засаливания круга. Это обеспечивается, прежде всего, термическим разрушением образующихся стружек при достижении предельной температуры t° .

Для увеличения Q мощность тока $N = I \cdot U$ и силу тока I необходимо увеличить ($t^\circ = const$). Для увеличения толщины межэлектродного зазора l напряжение U также необходимо увеличить.

При заданных значениях Q и l с увеличением $V_{кр}$ напряжение U увеличивается, сила тока I уменьшается, а мощность N остается постоянной.

Из приведенного анализа можно сделать выводы:

- уровень производительности обработки Q вполне однозначно определяется мощностью тока $N = I \cdot U$;
- для реализации высоких значений Q необходимо увеличить толщину межэлектродного зазора l путем повышения напряжения U ;
- чем больше l при заданном значении Q , тем меньше требуется сила тока I ;
- чем больше $V_{кр}$ при заданных значениях l и Q , тем меньше требуется сила тока I и больше напряжение U .

Из приведенных зависимостей следует, что при высокопроизводительном электроэрозионном шлифовании основным электрическим параметром является напряжение U , которое необходимо увеличивать. Учитывая ограничения на величину напряжения U по технике безопасности труда, исходя из (11), необходимо

уменьшать $V_{кр}$. Однако это ведет к снижению производительности обработки.

Для эффективной электроэрозионной правки алмазных кругов на прочных металлических связках типа М2-01 мощность тока необходимо существенно увеличивать. При её ограничении – уменьшать скорость линейного износа зёрен путем увеличения их прочности и износостойкости, а также - увеличения площади рабочей поверхности круга (диаметра и высоты) и количества расположенных на ней зёрен. Этим предопределяется эффективность применения крупногабаритных алмазных кругов на металлических связках.

Произведем расчёт и анализ шероховатости поверхности при обработке хрусталя. Параметр шероховатости обработки R_{max} при шлифовании алмазным кругом с одинаковыми по размеру зёрнами определяется зависимостью [5]:

$$R_{max} = (1 - \eta) \cdot \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{900 \cdot P_y}{m \cdot HV}}. \quad (13)$$

Чем больше зернистость круга \bar{X} , сила P_y и меньше параметр η , твёрдость материала HV , концентрация круга m , тем больше R_{max} . Наибольшее влияние на R_{max} оказывают параметры \bar{X} и η , т.е. эффективно управлять шероховатостью обработки за счёт изменения характеристик круга.

Алмазные круги изготавливаются с определенными диапазонами зернистости. Учесть разброс геометрических размеров зёрен в расчетной зависимости для R_{max} можно путём уменьшения “условной” концентрации круга, умножив параметр m на два коэффициента $K_1 = \frac{R_{max}}{\Delta}$ и K_2 . Здесь Δ - диапазон разброса размера зёрен. Первый коэффициент K_1 определяет то, что слой шероховатости обработанной поверхности формируется наиболее выступающими из связки зёрнами, вершины которых удалены от вершины максимально выступающего зерна на расстояние не более R_{max} . Вторым коэффициентом K_2 равен отношению количества зёрен, имеющих наибольшие размеры, к количеству зёрен, имеющих наименьшие размеры. Как показывает практика, крупных зёрен всегда меньше, чем мелких. Поэтому коэффициент K_2 всегда меньше единицы и может быть равным 0,5; 0,3 и менее.

С учётом принятых допущений, зависимость (13) преобразуется

$$R_{max} = \sqrt[4]{(1 - \eta)^3 \cdot \bar{X}^3 \cdot \frac{225 \cdot P_y \cdot \Delta}{m \cdot K_2}} \quad \text{или} \quad R_{max} = \sqrt[4]{\overline{R_{max}}^3} \cdot \sqrt[4]{\frac{\Delta}{K_2}}, \quad (14)$$

где $\overline{R_{max}}$ – параметр шероховатости, определяемый по зависимости (13).

Из зависимости следует, что $R_{max} > \overline{R_{max}}$, т.к. $K_1 < 1$. Например, для зернистости 100/80 параметр $\Delta = 20$ мкм. С учётом $K_2 = 0,3$ множитель

$$\sqrt[4]{\frac{\Delta}{K_2}} = \sqrt[4]{\frac{20}{0,3}} \approx 3.$$

Таким образом показано, что наличие диапазона разброса зернистости Δ

ведет к увеличению R_{max} приблизительно в 3 раза. С уменьшением коэффициента K_2 ниже 0,3 (что вполне возможно) параметр шероховатость обработки R_{max} увеличится в большее число раз. Следовательно, алмазные круги необходимо изготавливать с минимально возможным диапазоном разброса зернистостей Δ , уменьшая его до нуля.

Надо отметить, что при некачественном просеивании алмазных зёрен коэффициент K_2 может быть значительно уменьшен. Достаточно в массу зёрен попасть нескольким крупным зёрнам, чтобы уменьшить коэффициент K_2 до значений 0,1 или 0,01. Параметр шероховатости R_{max} при этом увеличится в 10 и более раз. Улучшить шероховатость обработки в этом случае при шлифовании не удастся. Необходимо вводить новые технологические операции, например, при обработке стекла – химического полирования и производить значительный съём материала для устранения шероховатого слоя.

Существенными факторами, влияющими на параметр R_{max} , являются также наличие неровностей (выступающих участков) на круге и биение круга. Наличие неровностей приводит к значительному выступанию отдельных зёрен по отношению к основной массе, что эквивалентно рассмотренному выше случаю, связанному с существованием диапазона зернистости Δ . В результате на обработанной поверхности образуются глубокие отдельные риски-царапины, которые существенно ухудшают шероховатость обработки и не устраняются шлифованием, а устраняются, например, в процессе электрохимического полирования стекла с высокой трудоёмкостью.

Как показывает практика, наличие неровностей на круге характерно для прочных металлических связок. Чем прочнее связка, тем труднее добиться однородности поверхности круга.

Применение методов механической правки не позволяет устранить неравномерность поверхности алмазного круга на металлической связке М2-01 в связи с копированием поверхности. Эффективно применение бесконтактной электроэрозионной правки, устраняющей как неровности связки, так и биение круга, вызывающего волнистость на обработанной поверхности.

Выводы. Разработанные технологии шлифования изделий из хрусталя и электроэрозионной правки алмазных кругов формы 14ЕЕ1 получили эффективное применение в производстве. Правка круга производится непосредственно на каждом рабочем месте без съёма круга со станка. Время правки – 2...3 минуты, периодичность – до 30 мин. Правка выполняется с помощью специального электрода. Электрические разряды возбуждаются от малогабаритного электроимпульсного генератора, который одновременно может обслуживать 10 станков. В результате применения электроэрозионной правки обеспечивается качественная подготовка круга к работе: устраняются неровности связки и биение круга, исправляется погрешность геометрической формы круга и повышается его режущая способность. В сочетании с применением алмазных кругов с оптимальными характеристиками, обоснованными выше, это позволяет существенно повысить производительность и качество обработки, снизить физиче-

ские нагрузки на рабочего в процессе “ручной” обработки.

Список литературы

1. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук: спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Н.К. Беззубенко. – Харьков, 1995. – 56 с.
2. Чачин В.И. Профилирование алмазных шлифовальных кругов / В.И. Чачин, В.Д. Дорофеев – Минск: Наука и техника, 1974. – 160 с.
3. Новиков Г.В. Обработка алмазными кругами на металлических связках неметаллических материалов. – Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: Труды 5-й Международной научно-технической конференции, 28-29 мая 2002 г. – Харьков: ХПКП “ФЭД”, 2002. – С. 8-11.
4. Новиков Г.В. Опыт эффективного применения электроэрозионной правки алмазных кругов на металлической связке при обработке натуральных алмазов / Г.В. Новиков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – 2010. – Вип. 106. – С. 105-111.
5. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. – Одеса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
6. Новиков Г.В. Обоснование и выбор оптимального электрического режима электроэрозионной правки алмазных кругов на металлических связках / Г.В. Новиков // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – 2005. – Вип. 33. – С. 180-185.

Анотація

Електроерозійне виправлення алмазного круга при нарізці кришталю

Розроблено ефективну технологію електроерозійного виправлення алмазного круга при нарізці кришталю й обґрунтовані умови підвищення продуктивності і якості обробки кришталю алмазними кругами після їхнього електроерозійного виправлення

Abstract

Spark editing when cutting a diamond wheel cut glass

An effective technology changes spark when cutting a diamond wheel cut glass and reasonable conditions improve productivity and quality of processing crystal diamond wheels after their spark changes

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ И ГЛУБИНЫ ДЕФЕКТНОГО СЛОЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Лищенко Н.В., канд. техн. наук

(Одесская национальная академия пищевых технологий)

Для определения в явном виде глубины дефектного слоя при шлифовании методом аппроксимации выполнено преобразование известного уравнения для расчета температуры шлифования

Введение и постановка задачи. Оптимизация технологических процессов финишной обработки относится к числу актуальных задач технологии машиностроения. Для формулировки и решения задачи оптимизации необходимо иметь математическую модель процесса, которая учитывает зависимости между входными и выходными его параметрами. Основными факторами, ограничивающими производительность операций шлифования, являются температура шлифования и глубина образующегося дефектного слоя. Анализ литературы [1, 2] показал, что имеющиеся зависимости для расчета указанных выше параметров являются достаточно сложными и не позволяют выразить в явном виде, например, глубину образующегося при шлифовании дефектного слоя.

Целью работы является разработка математической зависимости для определения температуры шлифования, позволяющей выразить в явном виде параметр, характеризующий глубину проникновения фиксированной температуры, например, критической температуры шлифования. Это можно сделать путем преобразования известного решения одномерного дифференциального уравнения теплопроводности.

Результаты исследований. В технической литературе приводится решение одномерного дифференциального уравнения теплопроводности. Например, при граничных условиях второго рода получено решение [1]:

$$\begin{aligned} \Theta_1(X, H) &= 2\pi\sqrt{H} \operatorname{erfc} \frac{X}{2\sqrt{H}} = \\ &= 2\pi\sqrt{H} \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{X^2}{2\sqrt{H}}\right) - \frac{X}{2\sqrt{H}} \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right) \right), \end{aligned} \quad (1)$$

где $H = \frac{V \cdot h}{2a}$ – безразмерная полуширина теплового источника; $X = \frac{V \cdot x}{2a}$ – безразмерная координата; V – скорость перемещения источника тепла (скорость детали), м/с; h – полуширина источника тепла ($0 \leq h \leq h_{\max}$), например, при плоском шлифовании $h_{\max} = \frac{\sqrt{D \cdot t}}{2}$, м; x – размерная координата, направленная

по глубине поверхностного слоя, м; D – диаметр шлифовального круга, м; t – глубина шлифования, м; a – коэффициент температуропроводности, м²/с.

Проведем исследование функции $f_1 = \frac{\Theta_1(X, H)}{2\pi\sqrt{H}} = ierfc \frac{X}{2\sqrt{H}}$, содержащейся в уравнении (1), используя прикладной пакет MathCAD. Исследуемая функция имеет вид

$$f_1 = ierfc \frac{X}{2\sqrt{H}} = \left(\frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{X^2}{2\sqrt{H}}\right) - \frac{X}{2\sqrt{H}} \cdot erfc\left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right) \right). \quad (2)$$

Определим интервалы изменения безразмерной глубины X и аргумента $\left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right)$ исследуемой функции. При определении интервалов учтём, что для различных схем шлифования параметр H изменяется в пределах $4 \leq H \leq 20$ [1]. Поэтому в дальнейших исследованиях необходимо изучить интервал изменения H , который будет не меньше указанного. Примем, что глубина прогреваемого поверхностного слоя при шлифовании (размерная координата x) изменяется в интервале $0 \leq x \leq 1 \cdot 10^{-3}$ м. Для большого числа схем шлифования скорость перемещения источника тепла V (скорость детали) изменяется в интервале $0,1 \leq V \leq 20$ м/мин. Коэффициент температуропроводности a машиностроительных сталей изменяется в интервале $4 \cdot 10^{-6} \leq a \leq 10 \cdot 10^{-6}$ м²/с для инструментальных, углеродистых, легированных и высоколегированных сталей [2]. С учетом указанных интервалов определим максимальное и минимальное значения безразмерного параметра X :

$$X_{\min} = \frac{V_{\min} \cdot x_{\min}}{2 \cdot a_{\max}}; \quad X_{\max} = \frac{V_{\max} \cdot x_{\max}}{2 \cdot a_{\min}}.$$

Подставляя численные значения, получим

$$X_{\min} = \frac{0,1 \cdot 0}{2 \cdot 10 \cdot 10^{-6}} = 0; \quad X_{\max} = \frac{20 \cdot 1 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 4 \cdot 10^{-6}} = 41,7.$$

Определим максимальное и минимальное значения параметра $\left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right)$,

который является аргументом исследуемой функции f_1 . Получаем

$$\left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right)_{\min} = \frac{X_{\min}}{2\sqrt{H_{\max}}} \quad \text{и} \quad \left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right)_{\max} = \frac{X_{\max}}{2\sqrt{H_{\min}}}.$$

Аналогично определим минимальное и максимальное значения параметров H и h

$$H_{\min} = \frac{V_{\min} \cdot h_{\min}}{2 \cdot a_{\max}} \quad \text{и} \quad H_{\max} = \frac{V_{\max} \cdot h_{\max}}{2 \cdot a_{\min}}.$$

Подставляя численные значения переменных D , t_{\min} , t_{\max} , a_{\min} , a_{\max} , V_{\min} , V_{\max} , h_{\min} , h_{\max} , получаем

$$h_{\min} = \frac{\sqrt{D \cdot t_{\min}}}{2} = \frac{\sqrt{250 \cdot 0,005 \cdot 10^{-6}}}{2} = 5,59 \cdot 10^{-4} \text{ м};$$

$$h_{\max} = \frac{\sqrt{D \cdot t_{\max}}}{2} = \frac{\sqrt{250 \cdot 0,1 \cdot 10^{-6}}}{2} = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ м};$$

$$H_{\min} = \frac{0,1}{60} \cdot 5,59 \cdot 10^{-4} = 0,047 \quad \text{и} \quad H_{\max} = \frac{20}{60} \cdot 2,5 \cdot 10^{-3} = 104,063;$$

$$\left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right)_{\min} = 0 \quad \text{и} \quad \left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right)_{\max} = \frac{41,7}{2\sqrt{0,047}} = 96.$$

В интервале изменения аргумента $0 < \left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right) < 96$ построим график (рис.1) по уравнению (2).

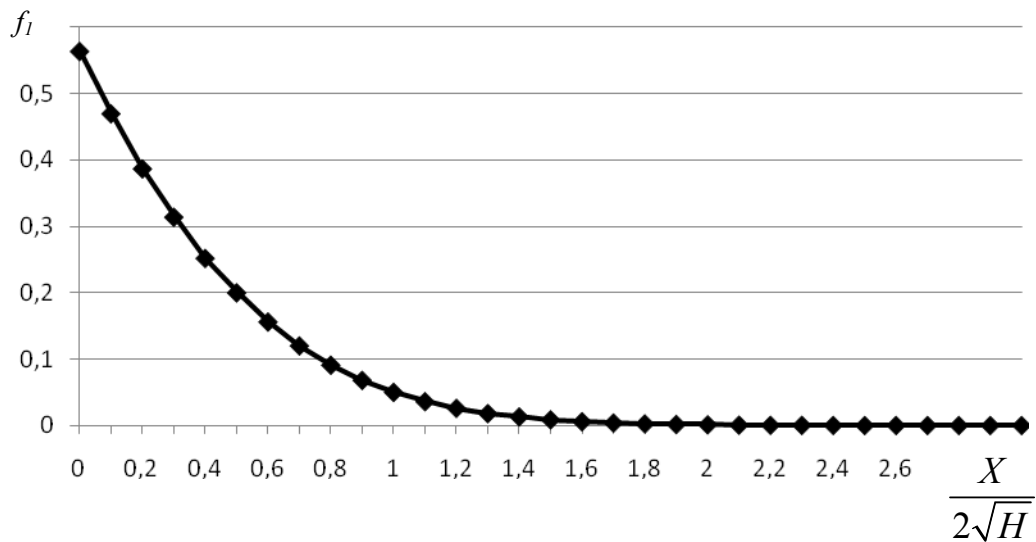


Рис.1. Функция $f_1 = ierfc \frac{X}{2\sqrt{H}}$ в интервале $0 \leq \frac{X}{2\sqrt{H}} \leq 3$.

Видно (рис.1), что теоретический интервал изменения аргумента исследуемой функции $0 < \left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right) < 96$ фактически может быть заменён интервалом

$$0 \leq \frac{X}{2\sqrt{H}} \leq 3,0 \quad \text{или} \quad \text{даже} \quad \text{более узким интервалом} \quad 0 \leq \frac{X}{2\sqrt{H}} \leq 2,0.$$

Видно, что характер изменения функции – затухающий, похожий на экспоненциальный закон изменения. Подберем параметры экспоненты $\exp\left(-\frac{X}{2\sqrt{H}}\right)$, которая может заменить зависимость $ierfc\left(\frac{X}{2\sqrt{H}}\right)$. Для этого подберем коэффициенты A и \dot{A} в следующей исследуемой функции

$$f_2 = A \exp\left(\frac{-A \cdot X}{2\sqrt{H}}\right).$$

Величину коэффициента A найдём из условия $X = 0$. Получаем

$$\operatorname{ierfc} \frac{0}{2\sqrt{H}} = \left(\frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{0^2}{2\sqrt{H}}\right) - \frac{0}{2\sqrt{H}} \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{0}{2\sqrt{H}}\right) \right) = \frac{1}{\sqrt{\pi}}.$$

Таким образом, $A = \frac{1}{\sqrt{\pi}}$.

Коэффициент A подберем из условия наименьшей среднеквадратической ошибки между функциями f_1 и f_2 . Получаем $A = 2,3026 = \ln 10 = \frac{1}{\lg e}$.

С учетом найденных значений коэффициентов A и A , получаем (рис.2)

$$f_2 = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp\left(\frac{-X}{2 \lg e \sqrt{H}}\right). \quad (3)$$

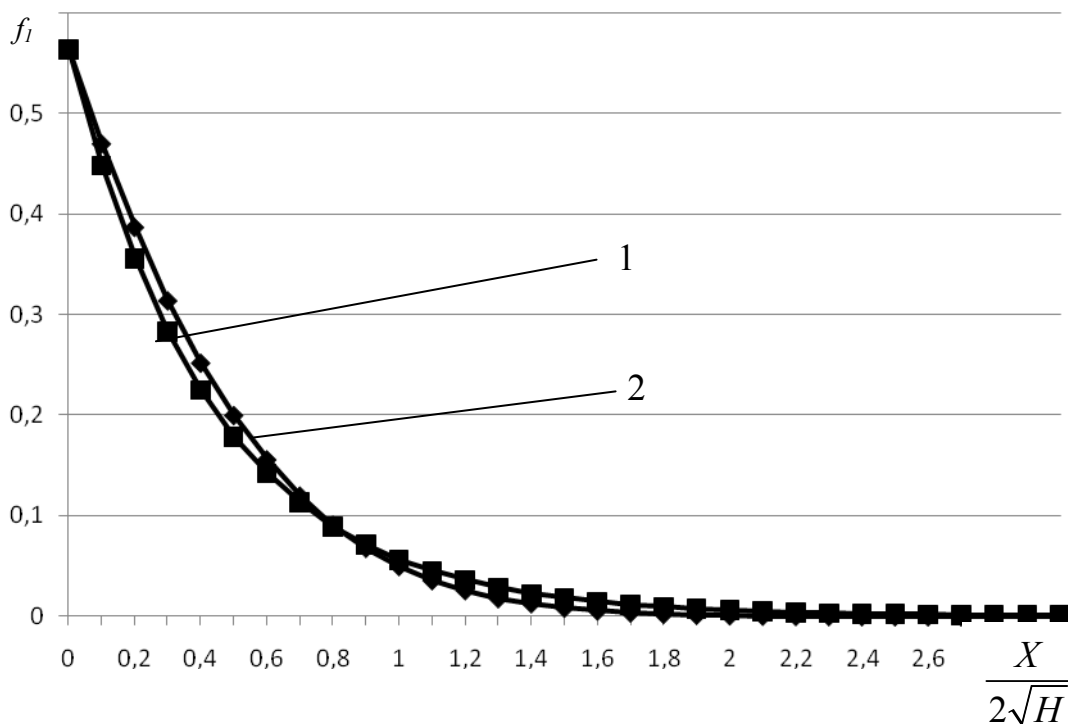


Рис.2. Функции f_1 (кривая 1) и f_2 (кривая 2) в интервале $0 \leq \frac{X}{2\sqrt{H}} \leq 3$.

С учетом выражений (1) и (3) уравнение для определения безразмерной температуры принимает вид

$$\Theta_2(X, H) = 2\pi\sqrt{H} \frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp\left(\frac{-X}{2 \lg e \sqrt{H}}\right) = 2\sqrt{\pi \cdot H} \exp\left(\frac{-X}{2 \lg e \sqrt{H}}\right). \quad (4)$$

Из выражения (1) и (4) при $X = 0$ получаем одинаковые максимальные безразмерные температуры на поверхности

$$\Theta_{1\max} = \Theta_{2\max} = 2\pi\sqrt{H} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi}} = 2\sqrt{\pi \cdot H}. \quad (5)$$

Полученное уравнение (4) характеризует температуру шлифования на этапе нагрева ($H_{MAX} \geq H \geq 0$). На основе этого уравнения методом суперпозиции можно получить зависимость для расчета температуры шлифования на этапе охлаждения $\Theta_{i \dot{\Delta} \ddot{E}}(X, H)$ при $\infty \geq H \geq H_{MAX}$. Вводя новое обозначение $\Theta_2(X, H) = \Theta_{i \dot{\Delta} \ddot{D}}(X, H)$, получаем

$$\Theta_{i \dot{\Delta} \ddot{D}}(X, H) = 2\sqrt{\pi H} \exp\left(\frac{-X}{2\lg e \sqrt{H}}\right), \quad H_{MAX} \geq H \geq 0, \quad (6)$$

$$\Theta_{i \dot{\Delta} \ddot{E}}(X, H) = 2\sqrt{\pi H} \exp\left(\frac{-X}{2\lg e \sqrt{H}}\right) - 2\sqrt{\pi(H - H_{MAX})} \exp\left(\frac{-X}{2\lg e \sqrt{H - H_{MAX}}}\right), \quad \infty \geq H \geq H_{MAX}, \quad (7)$$

где H_{MAX} – безразмерная полуширина теплового источника, характеризующая половину времени действия теплового источника на этапе нагрева,

$$H_{MAX} = \frac{V \cdot h_{\max}}{2a}.$$

В выражениях (6) и (7) множитель $\frac{1}{\lg e}$ может быть заменён на множи-

тель $\ln 10$, т.к. $\ln 10 = \frac{1}{\lg e}$. Действительно, принимая $e = 2,718282$, получаем

$$\lg e = 0,4342946 \text{ и } \ln 10 = \frac{1}{\lg e} = 2,3026.$$

Для получения размерной температуры необходимо умножить полученные выражения (6) и (7) на коэффициент $2qa / \pi\lambda V$, где q – плотность теплового потока, λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·°С). Например, при $a = 8 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\lambda = 40 \dots 42$ Вт/(м·°С); $q = 40 \cdot 10^6$ Вт/м² этот коэффициент составляет 150 °С при $V = 2$ м/мин и 15 °С для $V = 20$ м/мин. Т.е. в указанном интервале скоростей детали единице безразмерной температуры соответствует множитель $2qa / \pi\lambda V$, который изменяется в интервале 15...150 °С.

Известно, что максимальная температура шлифования имеет место в конце этапа нагрева на поверхности (при $X = 0$) и в начальной зоне этапа охлаждения (при $X \geq 0$). Введём понятие безразмерной критической температуры $\Theta_{\dot{E}D}$, при которой в материале происходят структурно-фазовые превращения. Для определения глубины $X_{\dot{E}D}$ проникновения критической температуры в поверхностный слой обрабатываемого материала рассмотрим выражение (6), в

котором левую часть приравняем критической температуре $\Theta_{\hat{E}D}$. Учтём, что при этом должны выполняться условия $H = H_{MAX}$ и $X = X_{\hat{E}D}$. Получаем

$$\Theta_{\hat{E}D}(X_{\hat{E}D}, H_{MAX}) = 2\sqrt{\pi H_{MAX}} \exp\left(\frac{-X_{\hat{E}D}}{2\lg e \sqrt{H_{MAX}}}\right). \quad (8)$$

Из выражения (6) следует, что максимальная безразмерная температура имеет место при $X = 0$ и $H = H_{MAX}$, т.е.

$$\Theta_{MAX}(0, H_{MAX}) = \Theta_{MAX} = 2\sqrt{\pi H_{MAX}}. \quad (9)$$

Выражение (8) с учётом (9) можно записать в виде

$$\Theta_{\hat{E}D}(X_{\hat{E}D}, H_{MAX}) = \Theta_{\hat{E}D} = \Theta_{MAX} \cdot \exp\left(\frac{-X_{\hat{E}D}}{2\lg e \sqrt{H_{MAX}}}\right). \quad (10)$$

После логарифмирования выражения (10) получаем

$$\ln \Theta_{\hat{E}D} = \ln \Theta_{MAX} - \frac{-X_{\hat{E}D}}{2\lg e \sqrt{H_{MAX}}} \quad \text{или} \quad (11)$$

$$X_{\hat{E}D} = 2\lg e \sqrt{H_{MAX}} \cdot \ln \frac{\Theta_{MAX}}{\Theta_{\hat{E}D}}. \quad (12)$$

Так как $\ln \frac{\Theta_{MAX}}{\Theta_{\hat{E}D}} = \frac{1}{\lg e} \lg \frac{\Theta_{MAX}}{\Theta_{\hat{E}D}}$, то выражение (12) принимает вид

$$X_{\hat{E}D} = 2\sqrt{H_{MAX}} \cdot \lg \frac{\Theta_{MAX}}{\Theta_{\hat{E}D}}. \quad (13)$$

Переходя к размерным температурам, получаем размерную глубину дефектного слоя

$$x_{\hat{e}\delta} = 2\sqrt{a \cdot \tau_{\max}} \cdot \lg \frac{T_{\max}}{T_{\hat{e}\delta}}, \quad (14)$$

где $T_{\max}, T_{\hat{e}\delta}$ – максимальная (на поверхности) и критическая (на глубине) размерные температуры шлифования, $^{\circ}\text{C}$; τ_{\max} – максимальное время воздействия теплового источника на этапе нагрева, с.

Например, для схемы плоского шлифования $\tau_{\max} = \frac{2h}{V} = \frac{\sqrt{Dt}}{V}$.

В свою очередь с учётом выражения (9) получаем

$$T_{\max} = \frac{2q}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}}. \quad (15)$$

Следовательно,

$$x_{\hat{e}\delta} = 2\sqrt{a\tau_{\max}} \lg \frac{2q}{\lambda T_{\hat{e}\delta}} \sqrt{\frac{a\tau_{\max}}{\pi}}. \quad (16)$$

Прежде, чем определять глубину дефектного слоя $x_{e\delta}$, необходимо проверить условие бездефектной обработки $\dot{O}_{\max} \leq \dot{O}_{e\delta}$. Если это условие нарушается, тогда можно определять глубину дефектного слоя $x_{e\delta}$.

Оценим погрешность определения безразмерной глубины слоя $X_{\hat{E}D}$, на который распространяется фиксированная температура (в том числе $\Theta_{\hat{E}D}$) по двум приведенным ниже уравнениям (приближенному и точному):

$$X_{\hat{E}D} = 2\sqrt{H_{MAX}} \cdot \lg \frac{\Theta_{MAX}}{\Theta_{\hat{E}D}}, \quad (17)$$

$$\Theta_{\hat{E}D}(X_{\hat{E}D}, H_{MAX}) = 2\pi\sqrt{H_{MAX}} \operatorname{ierfc} \frac{X_{\hat{E}D}}{2\sqrt{H_{MAX}}}. \quad (18)$$

Для этого примем в качестве критической температуры $\Theta_{\hat{E}D}$ температуру вдвое меньшую, чем максимальная температура на поверхности, т.е. $\Theta_{\hat{E}D} = \Theta_{MAX} / 2$. В этом случае выражения (17) и (18) с учётом выражения (9) принимают вид

$$X_{\hat{E}D} = 2\sqrt{H_{MAX}} \cdot \lg 2; \quad (19)$$

$$\frac{1}{2\sqrt{\pi}} = \operatorname{ierfc} \frac{X_{\hat{E}D}}{2\sqrt{H_{MAX}}}. \quad (20)$$

Приведем график изменения параметра $\tilde{O}_{\hat{E}D}$ в наиболее характерном для шлифования интервале $4 \leq H_{MAX} \leq 20$ (рис.3).

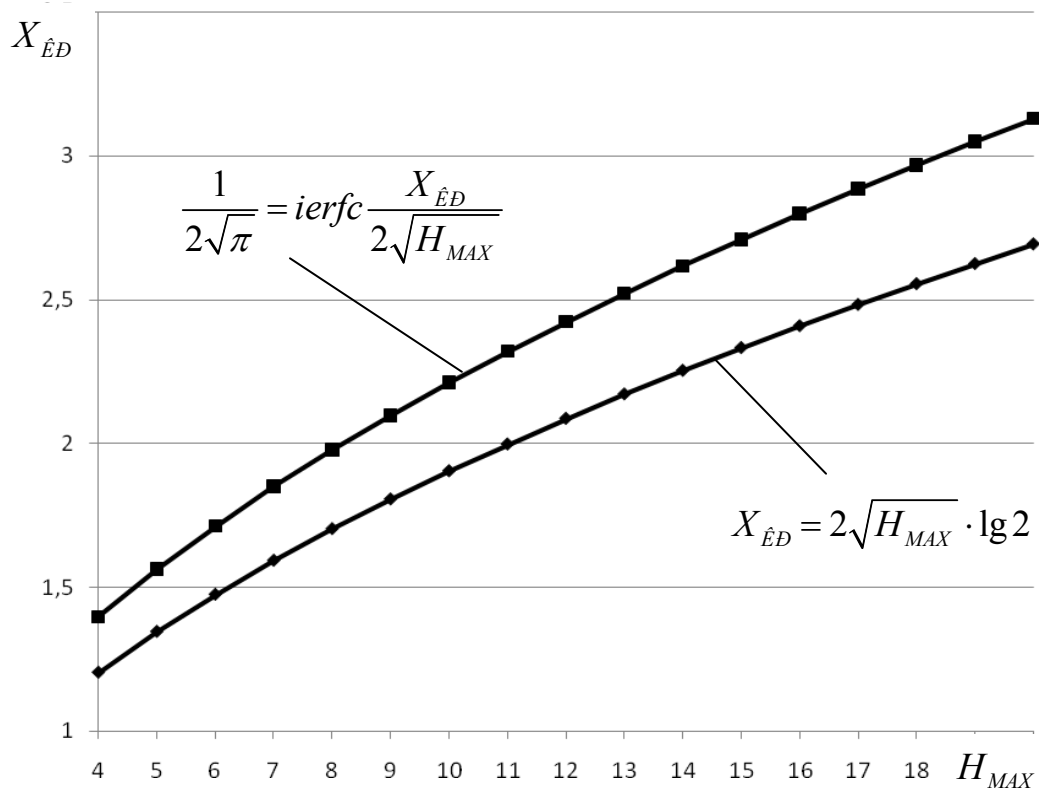


Рис.3. Глубина $X_{\hat{E}D}$ проникновения критической температуры $\Theta_{\hat{E}D} = \Theta_{MAX} / 2$, рассчитанная по уравнениям (19) и (20), в зависимости от H_{MAX} .

Из анализа приведенных графиков (рис.3) видно, что характер кривых идентичный и различие между расчётными значениями X_{ED} по уравнениям (17) и (18) в среднем составляет 25 % и может быть устранено путем дополнительной коррекции уравнения (17).

Выводы. Методом аппроксимации получено уравнение для определения температуры шлифования на поверхности и по глубине поверхностного слоя. Структура этого уравнения позволила выразить в явном виде (в безразмерном и размерном) глубину проникновения критической температуры, приводящей к структурно-фазовым превращениям в обрабатываемом материале.

Полученные математические зависимости могут быть использованы для технологической диагностики процессов шлифования по температурному фактору, а также при разработке математического обеспечения систем адаптивного управления шлифовальными станками.

Список литературы

1. Ларшин В.П. Применение решений теплофизических задач к расчету температуры и глубины дефектного слоя при шлифовании // Межвузовский сборник научных трудов / В.П. Ларшин, Е.Н. Ковальчук, А.В. Якимов. – Пермь: Изд. ППИ, 1986. – С.9-16.
2. Якимов А.В. Расчет глубины дефектного слоя при шлифовании / А.В. Якимов, В.П. Ларшин, А.М Скляр, Е.Н. Ковальчук // Станки и инструмент. – № 9, 1986. – С. 26-27.
3. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с
4. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.

Анотація

Визначення температури і глибини дефектного шару при шліфуванні

Для визначення в явному виді глибини дефектного шару при шліфуванні методом апроксимації виконано перетворення відомого рівняння для розрахунку температури шліфування

Abstract

Determination of temperature and defective layer depth in grinding

A well-known equation for grinding temperature calculating is transformed by approximation method to determine explicitly the defect layer depth in grinding

ТЕМПЕРАТУРА ШЛИФОВАНИЯ С УЧЁТОМ ОХЛАЖДАЮЩЕГО ВЛИЯНИЯ СОЖ

Лищенко Н.В., канд. техн. наук

(Одесская национальная академия пищевых технологий)

Мочуляк А.В. (ООО «Внешторг – Микрон», г. Одесса)

Ларшин В.П., докт. техн. наук

(Одесский национальный политехнический университет)

С единых позиций исследуются и сравниваются между собой две теплофизические модели процесса шлифования, отличающиеся возможностью учёта охлаждающего влияния СОЖ. Установлено влияние СОЖ на температурное поле при шлифовании

Введение и постановка задачи. Причиной появления в поверхностных слоях деталей структур вторичной закалки или отпуска при шлифовании является высокая температура в зоне контакта круга с изделием. Для управления свойствами поверхностного слоя при шлифовании необходимо иметь математическую модель процесса, позволяющую установить влияние отдельных его параметров на температурное поле в зоне обработки и за её пределами. Теплофизика технологических процессов развивается в двух направлениях: решение задач без теплообмена с окружающей средой (шлифование «всухую») и с теплообменом (обработанный участок поверхности охлаждается за счёт СОЖ). В данной статье с единых позиций рассматриваются оба направления. Особенностью первого направления является возможность использования принципа суперпозиции температурных полей от действия разных тепловых источников. В то же время при шлифовании с охлаждением этот принцип не действует.

Моделирование температурного поля обычно производят на основе теплофизической схемы теплового процесса. Наиболее распространённая теплофизическая схема – подвижный полосовой источник теплоты (рис.1,а).

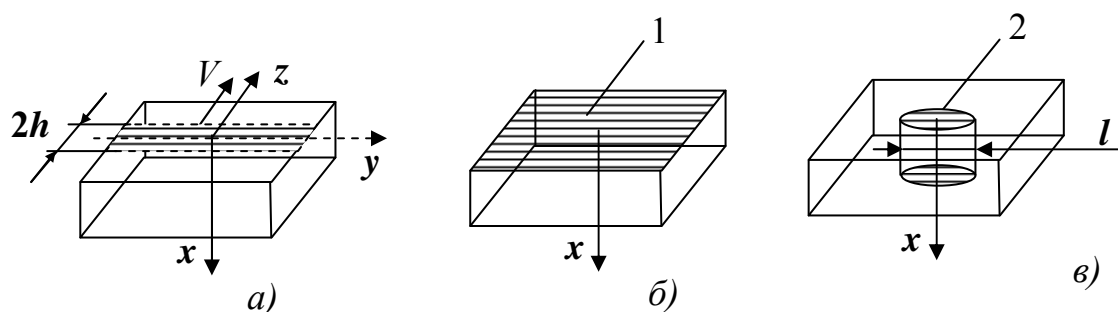


Рис.1. Схема подвижного (а) и неподвижного (б, в) теплового источника (в заштрихованной зоне имеют место ГУ второго рода): 1, 2 – плоские торцы полуограниченного в направлении оси x тела и тонкого адиабатического стержня, соответственно.

По адиабатической поверхности $x = 0$ полубесконечного тела в направлении оси z движется со скоростью V бесконечно длинный (по оси y) полосовой источник тепла шириной $2h$. Плотность теплового потока в пределах теплового источника принимают, равной постоянной величине q . Теплообмен адиабатической поверхности с окружающей средой отсутствует. Передача тепловой энергии в направлении координат x (глубинные слои) и z (в направлении движения источника) осуществляется за счёт теплопроводности и конвекции, соответственно, т.е. теплообмен с окружающей средой отсутствует. Решение тепловой задачи для данной теплофизической схемы впервые получил John Conrad Jaeger применительно к «скользящему контакту», представляющему собой «полосовой источник тепла» [1]. Применительно к шлифованию эта модель была предложена в работах Якимова А.В. [2] и Сипайлова В.А. [3]. Результатом решения этой теплофизической задачи является следующее уравнение [3], описывающее температурное поле $T(Z, X, H)$ от подвижного полосового источника

$$T(Z, X, H) = \frac{2qa}{\pi\lambda V} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0\left(\sqrt{X^2 + \xi^2}\right) d\xi, \quad (1)$$

$$\xi = \frac{V(z - z')}{2a}; \quad X = \frac{V \cdot x}{2a}; \quad Z = \frac{V \cdot z}{2a}; \quad H = \frac{V \cdot h}{2a}.$$

где q – интенсивность (плотность) теплового потока, Вт/м²; a – коэффициент температуропроводности, м²/с; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·°С); V – скорость движения источника в направлении оси z (рис.1, а), м/с; K_0 – модифицированная функция Бесселя второго рода нулевого порядка; H – безразмерная полуширина теплового источника; X – безразмерная координата; h – полуширина источника тепла ($0 \leq h \leq h_{\max}$), м; x – размерная координата, направленная по глубине поверхностного слоя, м.

В уравнении (1) закон движения источника тепла задан в виде $z = z' - V\tau'$, где z' – дополнительная переменная; τ' – время, определяющее координату z в квазиустановившемся температурном процессе.

Уравнение (1) не позволяет учитывать влияние принудительного охлаждения на температурное поле при шлифовании, с одной стороны, и является достаточно сложным для его использования в системах технологической диагностики, с другой стороны. Попытка учесть влияние СОЖ, предпринятая, например Сипайловым В.А. [3] и Паршаковым А.Н. [4], позволила получить только приближенное решение. Сложность задачи обусловлена необходимостью учесть одновременно граничные условия второго и третьего рода: в зоне контакта действует граничное условие второго рода, а за пределами этой зоны (куда попадает СОЖ) – граничное условие третьего рода. Как следствие, тепловая задача характеризуется разрывными (неоднородными) граничными условиями, для учета которых необходимо применять специальные математические приемы [3, 5]. Полученное при этом решение (в данной статье не приводится) имеет ряд недостатков: не оценена погрешность принятых допущений, не учитывается влияние температуры СОЖ на температуру шлифования. Так в решении, например, Сипайлова В.А. [3], охла-

ждающее действие СОЖ учитывается только через коэффициент теплообмена (α). В аналогичном решении Паршакова А.Н. [4] температура СОЖ была принята равной нулю на этапе постановки задачи.

Целью работы является разработка единой математической модели температурного цикла шлифования, включающего этапы нагрева и охлаждения, а также исследовать влияние СОЖ на распределение температуры по глубине поверхностного слоя.

Результаты исследований. Разделив обе части уравнения (1) на множитель $\frac{2qa}{\pi\lambda V}$, получим двумерное решение в безразмерном виде

$$\Theta(Z, X, H) = \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0\left(\sqrt{X^2 + \xi^2}\right) d\xi. \quad (2)$$

Ближайшим аналогом рассмотренной двумерной теплофизической модели является одномерная теплофизическая модель процесса (рис.1, б), в соответствии с которой тепловой поток q действует на плоской граничной поверхности полубесконечного тела в течение ограниченного времени $\tau = 2h/V$. Это время точно равно времени прохождения «теплосоздающей» полосы шириной $2h$ со скоростью V над исследуемой точкой шлифуемой поверхности. Особенностью этой задачи является возможность замены ограниченного по площади плоского полосового источника тепла (рис.1, а) плоским торцом полубесконечного твёрдого тела (рис.1, б). Причём, площадь плоского торца может быть либо не ограничена (заштрихованная зона 1 на рис.1, б), либо ограничена площадью плоского торца вертикального стержня (заштрихованная зона 2 на рис.1, в). Габаритный размер l этого стержня (рис.1, в) при любой конфигурации его торца может быть, каким угодно малым. Причём, в направлении оси x стержня направлен «линейный» тепловой поток q . Слово «линейный» означает, что вектор q теплового потока в любой точке стержня параллелен оси x . Предполагается, что площадь зоны 2 с габаритным размером l составляет меньшую часть площади зоны 1. Причём такую часть, при которой искажение «линейности» теплового потока отсутствует (линии теплового потока перпендикулярны торцу и параллельны оси x).

Уравнение, описывающее одномерное температурное поле $T(X, H)$ от неподвижного источника тепла, эквивалентное на этапе нагрева рассмотренному выше уравнению (2) для подвижного полосового источника, в обозначениях принятых для полосового источника имеет вид [5]:

$$\Theta(X, H) = 2\pi\sqrt{H} \operatorname{erfc} \frac{X}{2\sqrt{H}}. \quad (3)$$

Анализ литературы показывает, что одномерная теплофизическая модель на основе уравнения (3) до сих пор не нашла должного применения для изучения процесса шлифования и управления им. Для того, чтобы с помощью одномерного решения (3) описать температурное поле на интервале времени охлаждения ($\tau_{\max} \leq \tau < \infty$), но при отсутствии СОЖ, применим принцип суперпозиции (сложения) двух температурных полей от действия двух тепловых источников.

Первый тепловой источник с положительной плотностью теплового потока ($+q$) действует в интервале времени $0 \leq \tau < \infty$ (рис.2, а), а второй – с отрицательной плотностью теплового потока ($-q$) действует в интервале времени $\tau_{\max} \leq \tau < \infty$ (рис.2, б). Суперпозиция двух тепловых полей (от действия указанных тепловых источников) равносильна действию одного ограниченного по времени импульса теплового потока на участке $0 \leq \tau \leq \tau_{\max}$.

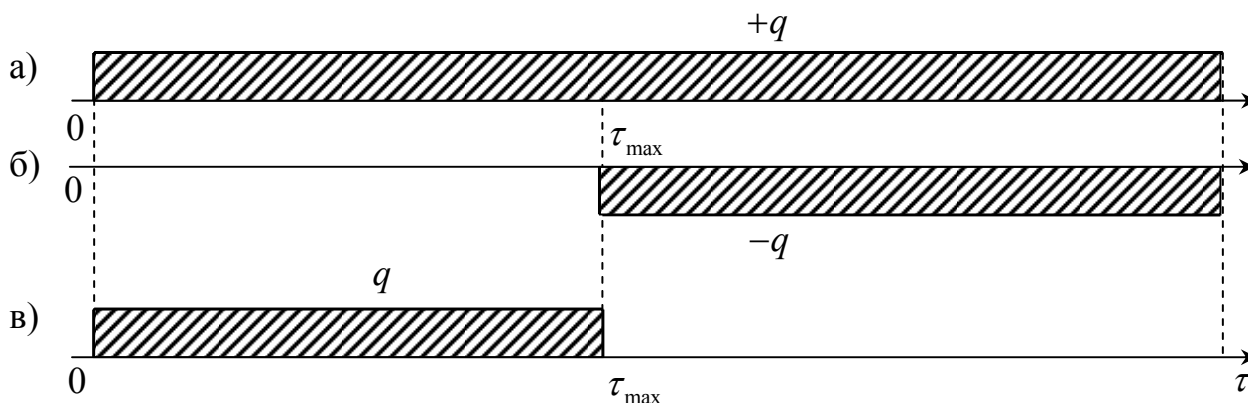


Рис.2. Представление линейного теплового потока q (в) на ограниченном интервале времени $0 \leq \tau \leq \tau_{\max}$ в виде суммы тепловых потоков $+q$ (а) и $-q$ (б).

Для безразмерной температуры указанные интервалы безразмерного времени составляют, соответственно, $0 \leq H \leq H_{MAX}$ и $H_{MAX} \leq H < \infty$. Расчет температуры на участке действия теплового потока q производят по уравнению (3), а на участке, где тепловой поток отсутствует ($H_{MAX} \leq H < \infty$), расчет производят по формуле

$$\Theta'(X, H) = \Theta(X, H) - \Theta(X, H - H_{MAX}). \quad (4)$$

Таким образом, одна двумерная математическая модель (2) идентична совокупности двух одномерных математических моделей (3) и (4). Отличие вызвано только количеством пространственных координат. Установлено [5], что на этапе нагрева в интервале $4 \leq H \leq 20$, двумерная модель в виде (2), с одной стороны, и одномерная модель в виде (3) и (4) – с другой, при расчете максимальных температур на поверхности и по глубине двукратного падения температуры, дают результаты, отличающиеся не более чем на 5 %.

Уравнения (1) и (2) не учитывают охлаждающего влияния СОЖ на температуру шлифования и на её распределение по глубине поверхностного слоя. В этой связи в данной статье предлагается новый подход к определению температуры шлифования на поверхности и по глубине поверхностного слоя. Сущность этого подхода заключается в следующем. Температурный цикл шлифования разбивается на два последовательных этапа во времени, как это в действительности и имеет место. На первом этапе происходит нагрев обрабатываемой поверхности в течение времени воздействия источника тепла с плотностью теплового потока q . На втором этапе, начальные условия для которого создаются на этапе нагрева, происходит охлаждение обработанной поверхности в условиях ее теплообмена с СОЖ. Температурное поле на этапе нагрева описы-

вается математической зависимостью, представляющей собой решение одномерного дифференциального уравнения теплопроводности [5]. Эта зависимость с учётом выражения (3) и принятых ранее обозначений имеет вид

$$T_{i \lambda \dot{A} D}(x, t_H) = 2\pi\sqrt{H}ierfc \frac{X}{2\sqrt{H}} \cdot \frac{2 \cdot q \cdot a}{\pi \cdot \lambda \cdot V} = \frac{2 \cdot q}{\lambda} \cdot ierfc \frac{x}{2\sqrt{a \cdot t_H}}, \quad (5)$$

где t_j – время нагрева, $t_j = \frac{2h}{V}$, с.

Очевидно, что распределение температуры по глубине поверхностного слоя в конце этапа нагрева является начальным условием для определения температурного поля на этапе охлаждения. Анализ работы [6] позволил установить, что для определения температуры шлифования $\dot{O}_i \dot{\delta} \ddot{E}(x, t)$ на этапе охлаждения (с начальными условиями, полученными на этапе нагрева) можно использовать следующее уравнение

$$\begin{aligned} \dot{O}_i \dot{\delta} \ddot{E}(x, t) = & \int_0^\infty \left[\frac{1}{2\sqrt{\pi \cdot a \cdot t}} \left\{ \exp\left(-\frac{(x-x')^2}{4at}\right) + \exp\left(-\frac{(x+x')^2}{4at}\right) \right\} - \right. \\ & \left. - A \exp\left(a \cdot t \cdot A^2 + A(x+x')\right) \times erfc\left(\frac{\tilde{\delta} + \tilde{\delta}'}{2\sqrt{a \cdot t}} + A\sqrt{a \cdot t}\right) \right] \cdot f(x') dx' + \\ & + a \cdot A \int_0^t \left[\frac{\exp\left(-\frac{x^2}{4a(t-\tau)}\right)}{\sqrt{\pi \cdot a \cdot (t-\tau)}} - A \exp\left(a \cdot A^2(t-\tau) + A \cdot x\right) \times \right. \\ & \left. \times erfc\left(\frac{x}{2\sqrt{a(t-\tau)}} + A\sqrt{a(t-\tau)}\right) \right] \varphi(\tau) d\tau. \end{aligned} \quad (6)$$

Причём

$$f(x') = \frac{2q \cdot \sqrt{a \cdot t_1}}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{x'^2}{4a \cdot t_j}\right) - \frac{x'}{2\sqrt{a \cdot t_j}} \cdot erfc\left(\frac{x'}{2\sqrt{a \cdot t_j}}\right) \right] + \dot{O}_0,$$

где t – время охлаждения, с; $\dot{A} = \alpha / \dot{a}$ – приведенный коэффициент теплообмена; α – коэффициент теплообмена, Вт/(м²·°С); \dot{O}_0 – исходная температура материала, °С.

Совокупность уравнений (5) и (6) описывает температурное поле при шлифовании на этапах нагрева и охлаждения обрабатываемой поверхности, соответственно, причём уравнение (6) учитывает охлаждающее действие СОЖ. Единство задачи температурного цикла шлифования обеспечивается тем, что температура любой точки поверхности и поверхностного слоя в конце временного этапа нагрева равна соответствующей температуре в начале временного этапа охлаждения.

В технической литературе по шлифованию до сих пор нет исследований температурного поля по уравнению (6), которое имеет ряд важных особенностей. Это уравнение позволяет учесть не только охлаждающие свойства СОЖ, но также её температуру $\varphi(\tau)$, которая может быть постоянной и переменной во времени.

Исследование уравнения (6) проводили в среде MathCAD при следующих исходных данных, характеризующих процесс шлифования: $a = 8 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $\lambda = 42 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$; $q = 40 \cdot 10^6 \text{ Вт}/\text{м}^2$; $\alpha = 10\,000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$; $\varphi(\tau) = 20^\circ\text{C}$. Время нагрева (t_j) и охлаждения (t) на соответствующих этапах шлифования меняли в одинаковых интервалах: $0 \leq t_j \leq 0,1 \text{ с}$ и $0 \leq t \leq 0,1 \text{ с}$ (рис.3).

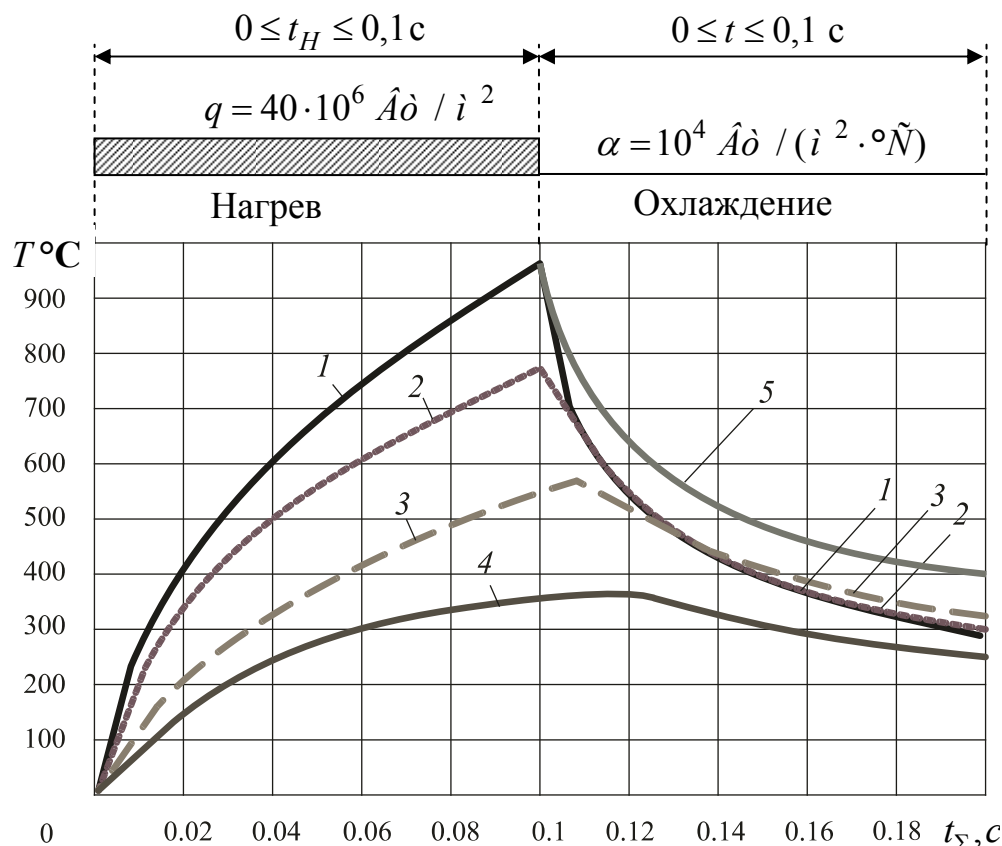


Рис.3. Изменение температуры шлифования $T, ^\circ\text{C}$ во времени ($0 \leq t_\Sigma \leq 0,2 \text{ c}$) на этапах нагрева ($0 \leq t_\Sigma \leq 0,1 \text{ c}$) и охлаждения ($0,1 \leq t_\Sigma \leq 0,2$): 1, 2, 3, 4 – $x = 0, 200, 500, 1000 \text{ мкм}$ при $\alpha = 10^4 \hat{A}\delta / (i^2 \cdot ^\circ\tilde{N})$; 5 – $x = 0$ при $\alpha = 0$.

Видно, что при $x = 500 \text{ мкм}$ и при $x = 1000 \text{ мкм}$ температура шлифования продолжает увеличиваться даже на этапе охлаждения, достигает максимального значения, а затем уменьшается.

Возрастание температуры в глубинных слоях материала на этапе охлаждения (т.е. на участке $0,1 \leq t_\Sigma \leq 0,2 \text{ c}$) в технической литературе известно. Это описано, например, в работе [7] при анализе двумерного решения Сипайлова В.А., учитывающего теплообмен. Сходство результатов расчёта по уравнению (6) и по более сложной методике Сипайлова В.А. подтверждает правомерность уравнения (6) для описания температурного поля на этапе охлаждения при наличии теплообмена.

Выводы. 1. Предложена новая методика определения температуры шлифования, в соответствии с которой температуру находят последовательно на этапе нагрева и охлаждения по уравнениям (5) и (6), соответственно.

2. Предложено уравнение (6) для определения температуры шлифования во времени и по глубине поверхностного слоя на этапе охлаждения, позволяю-

щее установить влияние постоянной и переменной температуры СОЖ на температурное поле при шлифовании.

3. Разработана единая математическая модель температурного цикла шлифования, содержащего этапы нагрева и охлаждения при граничных условиях второго и третьего рода, соответственно. Это позволило устранить противоречие, характерное для двумерной модели температурного поля, когда на этапе нагрева одновременно действовали граничные условия второго и третьего рода.

4. На основе полученной математической модели исследовано влияние СОЖ на температуру шлифования и её распределение по глубине поверхностного слоя. Установлено, что на этапе охлаждения температура в глубинных слоях материала может превышать температуру вышележащих слоёв. Т.е. имеет место изменение направления теплового потока, которое оказывает влияние на характер структурно-фазовых превращений материала поверхностного слоя.

Список литературы

1. Jaeger, J.C. "Moving Sources of Heat and Temperature at Sliding Contact", Proc. Roy. Soc. of New South Wales, Vol.76, 1942, pp. 203-224.
2. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с
3. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.
4. Аналитические методы исследования тепловых явлений при шлифовании. Учебное пособие. / А.Н. Паршаков, Ю.А. Напарьин, В.И. Потемкин, Н.А. Ярмонов. – Пермь: Изд. ПГУ, 1977. – 72 с.
5. Ларшин В.П. Применение решений теплофизических задач к расчету температуры и глубины дефектного слоя при шлифовании // Межвузовский сборник научных трудов / В.П. Ларшин, Е.Н. Ковальчук, А.В. Якимов. – Пермь: Изд. ППИ, 1986. – С.9-16.
6. Карслоу Г. Теплопроводность твердых тел / Г. Карслоу, Д. Егер. – М.: Наука, 1964. – 487 с.
7. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д.Г. Евсеев. – Саратов.: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 128 с.

Анотація

Температура шліфування з урахуванням охолоджувального впливу МОР

З єдиних позицій досліджуються і порівнюються між собою дві теплофізичні моделі процесу шліфування, що відрізняються можливістю врахування охолоджувального впливу МОР. Встановлено вплив МОР на температурне поле при шліфуванні.

Abstract

Grinding temperature taking account of the grinding fluid cooling effect

On the common base, with and without grinding fluid cooling effect two heat conduction models of grinding process are studied and compared. The influence of the grinding fluid on the temperature field has been established

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ МАГНИТНЫХ СПЛАВОВ

Рябенков И.А., канд. техн. наук, **Дерябин В.С.**, канд. техн. наук
(ГП Харьковский машиностроительный завод “ФЭД”)
Новиков Ф.В., докт. техн. наук, **Полянский В.И.**
(Харьковский национальный экономический университет)

В агрегатостроении применяется большое разнообразие материалов, подвергающихся механической обработке. В настоящей работе рассматриваются магнитные сплавы и способы их обработки. Основное внимание уделено их обработке точением, высокоскоростным фрезерованием и внутренним шлифованием, а также проблеме низкой стойкости режущего и шлифовального инструмента

Введение и постановка задачи. Как известно [1], магнитные сплавы в силу их высоких физико-механических свойств характеризуются низкой обрабатываемостью резанием. Поэтому при механической обработке деталей, изготовленных из магнитных сплавов, постоянно возникают проблемы, связанные с низкой производительностью и высокой себестоимостью обработки, а также с небольшой стойкостью режущих инструментов. В особой мере это относится к операциям точения и шлифования ответственных деталей (колец) из магнитных сплавов АНКО-3А или ЮНКД-18, используемых в агрегатостроении.

Цель работы – повышение производительности и качества обработки внутренних поверхностей колец из магнитных сплавов на основе применения прогрессивных способов механической обработки.

Результаты исследований. Обработке подвергались заготовки (отливки) следующего химического состава: Ni – 19%; Co – 18%; Al – 10%; Cu – 2%; Fe – остальное. Для уменьшения хрупкости допускается производить присадку до 0,9% титана и до 0,3% серы. Магнитные свойства отливок должны соответствовать требованиям: по остаточной индукции и коэрцитивной силе. На поверхностях отливок допускаются различного рода дефекты в пределах припусков на механическую обработку.

Наличие кобальта и никеля в магнитном сплаве приводит к тому, что при точении твердосплавный резец интенсивно изнашивается, а затупление режущей кромки резца вызывает увеличение силы резания и выкрашивание частиц материала с обрабатываемой поверхности. Поэтому применение метода точения допустимо лишь при предварительной обработке в тех случаях, когда образующиеся сколы на кромках обрабатываемой детали можно устранить на последующей операции шлифования. Основным же методом обработки колец из магнитных сплавов является шлифование, т.е. готовую деталь из отливки получают исключительно методом шлифования. На этом основан применяемый на практике технологический процесс изготовления колец из магнитных сплавов.

Однако, при съеме значительных припусков (до 1 мм на сторону и более) в условиях внутреннего шлифования отверстий малого диаметра (до 10 мм) процесс протекает неустойчиво и характеризуется высокой трудоемкостью. Это связано с интенсивным засаливанием шлифовальной головки и необходимостью ее частой правки с применением алмазного карандаша. Из-за небольшой жесткости шлифовальной головки подача на резание не превышает 0,015 мм. Как установлено экспериментально, жесткость технологической системы (системы шлифовального круга) равна 60 кГс/мм, что является низким показателем для операции шлифования и ограничивает увеличение производительности обработки [2].

В связи с этим актуальна проблема оптимизации параметров обработки (режимов резания и припусков) по критериям наибольшей производительности и наименьшей себестоимости обработки для процессов точения и шлифования и выбор на этой основе наиболее эффективного варианта механической обработки.

С этой целью был проведен комплекс экспериментальных исследований технологических параметров процессов внутреннего шлифования и расточки отверстий в кольцах из магнитного сплава АНКО-3А. В результате установлено, что съем припуска величиной 0,8 мм (на сторону) при внутреннем шлифовании отверстия диаметром 8,5 мм осуществляется за 3,2 часа. Стойкости шлифовального круга при этом оказывается достаточно лишь для обработки одной детали, после чего шлифовальный круг необходимо править. С учетом времени правки машинное время обработки одной детали составляет 4,8 часа.

При расточке данного отверстия резцами из твердых сплавов Т15К6 или ВК8 машинное время составило 0,6 часа, а стойкость резца – $T=0,6$ часа. Обработка производилась с режимом резания: глубина резания $t=0,1$ мм, частота вращения обрабатываемой детали $n=600$ мин⁻¹, подача $S=0,05$ мм/об, снимаемый припуск – 0,6 мм (остальная часть припуска 0,2 мм оставлялась под шлифование).

Экспериментально установлено, что стойкость шлифовального круга ПП 8x20x3 25А 25Н СТ 7К5 35 м/с при съеме припуска величиной 0,8 мм составляет $\dot{O}=2$ часа, а при съеме припуска величиной 0,2 мм составляет $\dot{O}=8$ часов. Установлено также, что стойкость шлифовального круга ПП 8x20x3 92А 25СМ (хром титанистый) значительно выше и при съеме припуска величиной 0,8 мм равна $\dot{O}=10$ часа, а при съеме припуска величиной 0,2 мм равна $\dot{O}=40$ часов.

Из приведенных результатов вытекает, что применение процесса расточки отверстий в кольцах из магнитных сплавов при съеме значительных припусков (0,8 мм на сторону) позволяет уменьшить машинное время обработки. При этом появляется возможность на последующей операции внутреннего шлифования устранить образующиеся дефекты обработки при расточке (в виде выкрашивания частичек материала на обрабатываемой поверхности), поскольку магнитные сплавы обладают повышенной хрупкостью и плохо поддаются резанию лезвийным инструментом.

Осуществляя предварительную обработку отверстий по методу расточки, а окончательную обработку по методу внутреннего шлифования, с учетом оп-

тимальных значений стойкости режущего и шлифовального инструментов, удалось уменьшить машинное время обработки одного кольца с 4,8 часов до 3 часов, т.е. в 1,6 раза. При этом себестоимость обработки снизилась в 2,2 раза.

Одним из эффективных направлений повышения производительности обработки отверстий, как показывает производственный опыт, является применение прогрессивного способа высокоскоростного фрезерования (расфрезерования) отверстий [3, 4], в частности, с использованием высокоскоростной твердосплавной борфрезы (производства Германии). Наряду с повышением производительности обработки данный метод обеспечивает высокое качество обрабатываемых поверхностей, т.к. выделяющееся при резании тепло в основном “уносится” стружкой, а в обрабатываемую деталь поступает ничтожно малое количество тепла, что снижает температуру поверхностного слоя.

В связи с этим был проведен комплекс сравнительных экспериментальных исследований процессов внутреннего шлифования и высокоскоростного фрезерования отверстий в магнитном сплаве. Общий снимаемый припуск на сторону устанавливался равным 1 мм. При высокоскоростном фрезеровании удалялся припуск величиной 0,67 мм, а при внутреннем шлифовании – 0,33 мм. Шлифование производилось шлифовальным кругом ПП 8x20x3 25А 25Н СТ 7К5 со скоростью его вращения $V_{\text{ед}} = 16,7$ м/с (частотой вращения круга 40000 мин⁻¹); продольной подачей $S_{\text{ддд}} = 2$ м/мин; частота вращения обрабатываемой детали $n = 600$ мин⁻¹; глубиной шлифования $t = 0,01$ мм (на двойной ход стола).

По действующей технологии съем припуска величиной 1 мм на сторону при внутреннем шлифовании производится за 120 мин. Следовательно, припуск величиной 0,33 мм удаляется за 40 мин.

Фрезерование отверстия производилось с частотой вращения фрезы – 20000 об/мин; подачей – 0,2 м/мин; глубиной резания (за проход) $t = 0,05$ мм. Длительность одного прохода (длиной 40 мм) составляла 0,2 мин, число проходов при съеме припуска 0,67 мм равно 13. Общее время фрезерования отверстия составило 2,6 мин.

В итоге съем припуска 1 мм на сторону (с использованием высокоскоростного фрезерования отверстия и последующего внутреннего шлифования) был осуществлен за 40 мин + 2,6 мин = 42,6 мин. Это в 2,8 раза меньше, чем при съеме припуска 1 мм на сторону, используя лишь метод внутреннего шлифования. Следовательно, применение высокоскоростного фрезерования отверстия позволило существенно повысить производительность обработки (в 2,8 раза). При этом качество обработки не ухудшилось.

Выводы. Таким образом, применение технологии обработки отверстия в магнитном сплаве, включающей предварительную обработку по методу высокоскоростного фрезерования и окончательную обработку по методу внутреннего шлифования открывает новые возможности интенсификации технологического процесса [5]. Причем, достигаемый эффект превосходит эффект, который был достигнут при использовании технологии, включающей предварительную обработку отверстий по методу расточки и окончательную обработку по методу внутреннего шлифования.

Список литературы

1. Подураев В.Н. Технология физико-химических методов обработки / В.Н. Подураев. – М.: Машиностроение, 1985. – 264 с.
2. Анділахай В.О. Підвищення ефективності шліфування наплавлених контактних поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / В.О. Анділахай. – Маріуполь, 2011. – 21 с.
3. Новиков Ф.В., Рябенков И.А. Теоретический анализ условий повышения качества обработки по температурному критерию // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2007. – Вип. 61. – С. 164-171.
4. Рябенков І.О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / І.О. Рябенков. – Одеса, 2009. – 21 с.
5. Яровой Ю.В. Применение принципа наименьшего действия для выбора варианта технологического процесса / Ю.В. Яровой // Труды 14-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2008. – С. 181-182.

Анотація

Підвищення ефективності механічної обробки деталей з магнітних сплавів

В агрегатобудуванні застосовується велика розмаїтість матеріалів, що піддаються механічній обробці. У даній роботі розглядаються магнітні сплави й способи їхньої обробки. Основна увага приділена їхній обробці точінням, високошвидкісним фрезеруванням і внутрішнім шліфуванням, а також проблемі низької стійкості ріжучого й шліфувального інструмента

Abstract

Improving the efficiency machining of magnetic alloys

In agregatostroenii used a wide variety of materials, machining. In this paper we consider magnetic alloys and methods for their treatment. The focus is on turning their processing, high speed milling and grinding of the inner and the problem of low durability of cutting and grinding tools

К РАЗРАБОТКЕ ТЕХНОЛОГИИ ШТАМПОВКИ С РАЗДАЧЕЙ ПОЛУФАБРИКАТОВ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ СЛОЖНОЙ ФОРМЫ

Савченко Н.Ф., канд.техн.наук
(Харьковский национальный экономический университет)

Исследуются некоторые подходы к разработке прогрессивных технологий в заготовительном производстве

Введение. Снижение темпов внедрения новых технологий приводит к негативным процессам в современной экономике и снижению конкурентоспособности продукции отечественных товаропроизводителей. Поэтому важнейшими задачами, стоящими перед технологией машиностроения, являются снижение непроизводительных затрат, обусловленных низкой точностью изготовления деталей штамповкой, улучшение эксплуатационных и прочностных свойств изделий, повышение их точности и качества [1-3].

Постановка задачи. Поиск эффективных методов интенсификации технологических процессов штамповки затрудняется из-за проблем повышения качества и точности заготовок, возникающих преимущественно из-за отсутствия методов предупреждения потери пластической устойчивости – появления недопустимых по величине гофров или бухтин на поверхности деталей, локальным утонением стенок. Однако известные методы интенсификации штамповки-вытяжки, формовки [1-3] не всегда эффективны не только по технико-экономическим соображениям (отсутствие или физический износ имеющегося оборудования, высокая стоимость нового или большие эксплуатационные издержки при ремонте, хранении и т. д.). Важное значение приобретают проблемы управления качеством как заготовок, так и полуфабрикатов, влияющие на точность и разнотолщинность стенок деталей. В известных исследованиях имеющиеся решения ограничены нормативными требованиями к листовым заготовкам (например, дефекты (царапины, трещины) или разнотолщинность плоских листовых заготовок при приемочном контроле для штамповки-вытяжки или формовки) и не учитывают, как правило, особенности формообразования изделий из полуфабрикатов.

Целью работы является повышение эффективности управления процессом формообразования деталей из заготовок и полуфабрикатов на различных стадиях их формоизменения (а не только на конечных) путем предупреждения потери пластической устойчивости тонколистовых деталей сложной формы.

Методика исследований. При проектировании технологии штамповки с раздачей полуфабриката учитывается:

1) гибкость λ (отношение диаметра или условного размера детали к толщине заготовки) или относительная толщина детали;

2) относительная глубина штамповки \bar{f} , определяемую отношением глубины (высоты) детали к ее диаметру или условному размеру;

3) механические характеристики материала (пределы прочности, текучести, относительное удлинение);

4) требования к качеству изделий, определяемые величиной утонений, наличием и размерами гофров на поверхности и отклонениями от норм, допустимыми по техническим условиям.

При этом характерные типы дефектов могут быть проиллюстрированы (рис. 1) как в виде появляющиеся в сжато-растянутых зонах заготовки гофров или в виде локальных зон утонений в купольной части изделия.

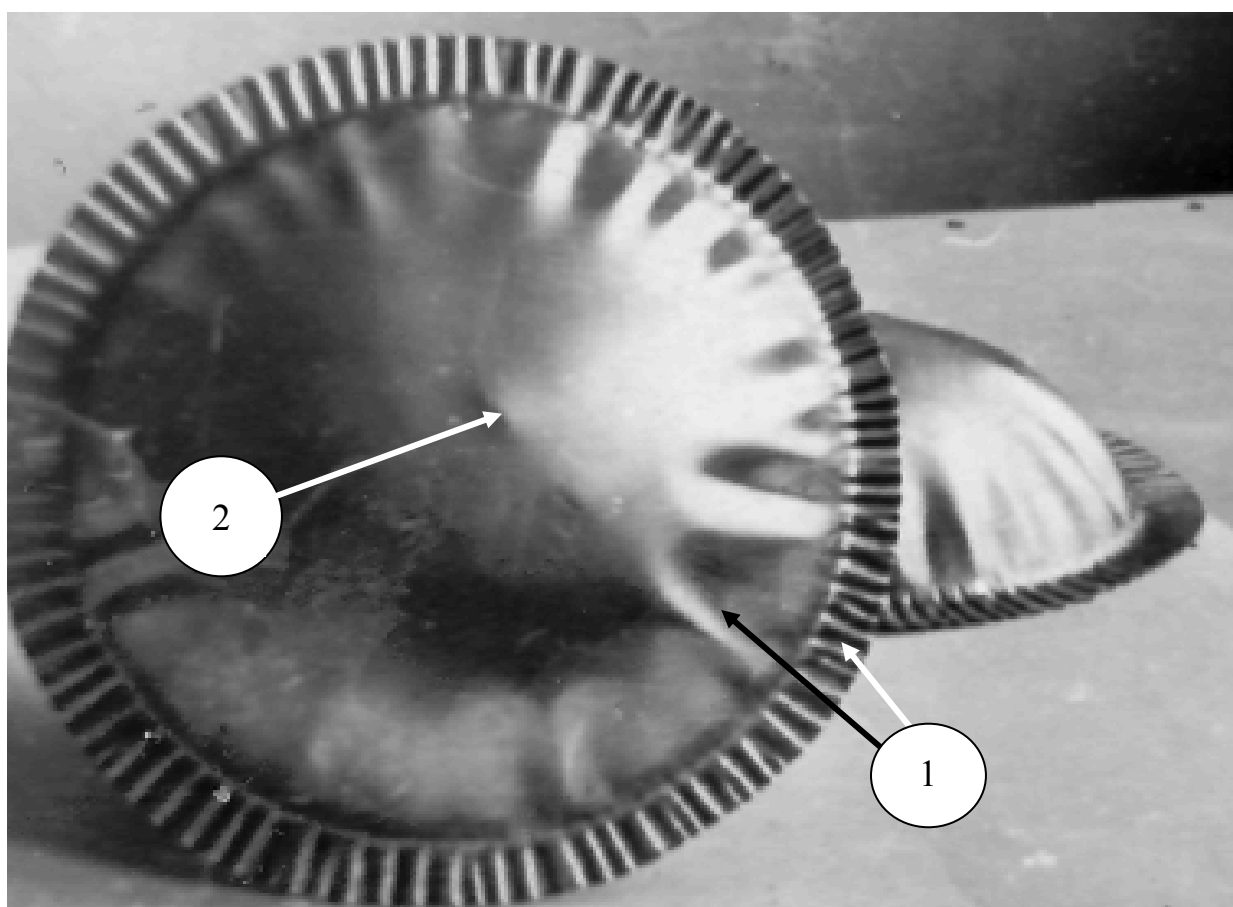


Рис. 1. Типичные дефекты в виде гофров, возникающих в сжато-растянутых участках заготовки при изготовлении деталей большой гибкости $\lambda > 200$:

1 – гофры на купольной и фланцевой части заготовки;

2 – зона локальных, с последующим разрушением, утонений.

Неблагоприятное влияние дефектов особенно очевидно при анализе пространственной диаграммы (рис. 2), характеризующей изменения деформированного состояния деталей при увеличении λ . Пространственная диаграмма со-

ставлена по известным экспериментальным данным о характере распределения деформаций на стенках изделий, близких по форме к полусфере [1 – 4].

Из диаграммы можно установить, что ухудшение качества деталей (из-за локальных утонений) обусловлено изменением по сравнению с областью $\lambda < 200$ условий распределения тангенциальных деформаций e_φ - в периферийных зонах (точки 5...9) изделий. В периферийной зоне при $\lambda > 200$ тангенциальные деформации близки к нулю или из сжимающих (при $\lambda < 200$) становятся растягивающими, способствующими возникновению локальных утонений. Неблагоприятный характер распределения деформаций при $\lambda > 200$ обусловлен возникновением гофров в сжато-растянутых (периферийных) участках заготовки (рис. 2). В результате этого невозможно (или весьма трудоемко) изготовление штамповкой в условиях плоского напряженного состояния изделий с $\lambda > 200$ и $\bar{f} < 0,2$. С повышением точностных требований к деталям технологические проблемы еще более возрастают из-за увеличения вероятности возникновения гофров, в то время как допуск на их величину весьма мал – меньше, чем на отклонение по диаметру.

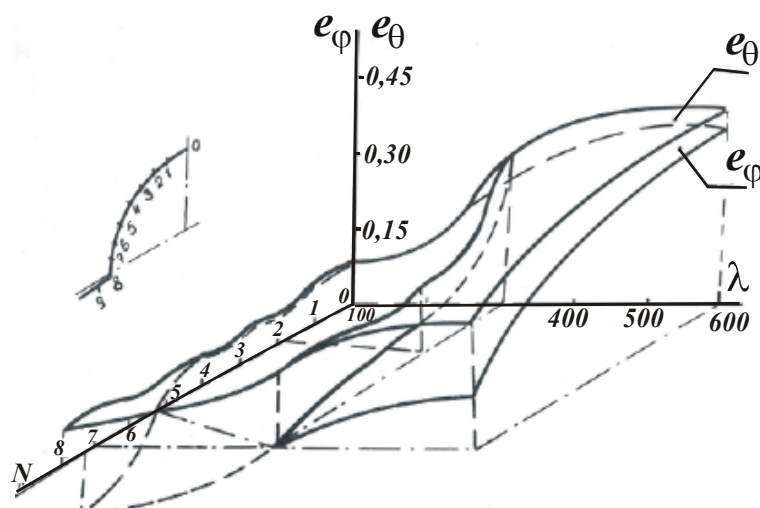


Рис. 2. Изменение деформированного состояния деталей при увеличении гибкости λ , e_θ , e_φ – меридиональные и тангенциальные деформации.

Поэтому для прогнозирования размеров, опасных для появления гофров, проведем оценку размеров зоны двухосного растяжения, за пределами которой возможно появление гофров (с вероятностью до 99 %).

В исходном состоянии деформированное состояние полуфабриката с погрешностью [3], не превышающей 5%, может быть определено как

$$e_\varphi = \frac{1}{2} \left(\frac{f_i}{r_{\ddot{a}\ddot{o}}} \right)^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{r}{r_{\ddot{a}\ddot{o}}} \right)^2 \right], \quad (1)$$

$$e_\theta = \frac{1}{2} \left(\frac{f_i}{r_{\ddot{a}\ddot{o}}} \right)^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{r}{r_{\ddot{o}\ddot{e}}} \right)^2 \right]. \quad (2)$$

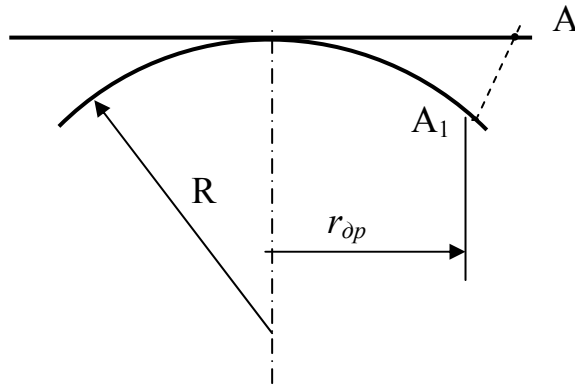


Рис. 3. Схема для определения размеров зоны двухосного растяжения.

Для оценки e_φ и возможной величины гофров на поверхности полуфабриката по заданным по условиям штамповки - раздачи его размерам (на 3 – 15% меньшими, чем размеры детали) можно определить величину радиуса зоны двухосного растяжения $r_{\ddot{a}\delta}$, используя схему (рис. 3). Считаем, что каждая точка А заготовки в результате изгибания и меридионального растяжения переходит в соответствующую точку A_1 . Установим, что на поверхности полуфабриката имеются две зоны, граница которых определяется радиусом $r_{\ddot{a}\delta}$. В купольной зоне возникает напряженное состояние, близкое к двухосному растяжению, а в периферийной – растяжению-сжатию. Размеры зоны двухосного растяжения определим из уравнений (3) и (4):

$$R \cdot \alpha_{\ddot{a}\delta} = r \cdot \left(1 + \frac{2}{3} e_\theta\right), \quad (3)$$

$$2\pi \cdot R \cdot \sin \alpha_{\ddot{a}\delta} = 2\pi \cdot R \cdot \left(1 + \frac{\sigma_r}{E}\right). \quad (4)$$

Исключив параметры r, R , получим

$$\frac{\alpha_{\ddot{a}\delta}}{\sin \alpha_{\ddot{a}\delta}} = \frac{1 + \frac{2}{3} e_\theta}{1 + \frac{\sigma_s}{E}}. \quad (5)$$

Из уравнения (5) определено максимально допустимое значение $\alpha_{\ddot{a}\delta}$:

$$\alpha_{\ddot{a}\delta} \leq \frac{\pi}{6} \cdot \frac{\left(1 + \frac{\sigma_s}{E}\right)}{\left(1 + \frac{2}{3} e_\theta\right)} \quad (6)$$

и могут быть найдены максимальные размеры зоны двухосного растяжения, задавая ее радиусом

$$r = r_{\ddot{a}\delta} = R \cdot \sin \alpha_{\ddot{a}\delta}. \quad (7)$$

Зная размеры зоны $r_{\ddot{a}\delta}$, можно более точно оценить качество штампуемых деталей (распределение и величину утонений, размеры сгофрировавшей зоны и величину гофров) и определить величину работы

пластической деформации.

Полученная зависимость (7) позволяет определить по уравнению (2) величину тангенциальной деформации. Зная размеры сжато-растянутых, опасных в смысле возникновения гофров, зон заготовки, как разность между радиусами деталей и зоны двухосного растяжения ($\Delta r = r_0 - r_{\dot{\alpha}\delta}$), можно прогнозировать влияние размеров полуфабриката на качество изделий (возможную величину утонений в купольной части полуфабриката и величину гофров).

Выводы. Пространственная диаграмма может быть использована для создания технологической базы САПР технологического процесса штамповки с раздачей полуфабрикатов при изготовлении деталей сложной формы.

Список литературы

1. Горбунов М.Н. Технология заготовительно-штамповочных работ в производстве летательных аппаратов / М.Н. Горбунов – М.: Машиностроение, 1970. – 230 с.
2. Романовский З.П. Справочник по холодной штамповке / З.П. Романовский. – Изд. 5-е. – Л.: Машиностроение, 1971. – 782 с.
3. Исаченков Е.И. Штамповка резиной и жидкостью / Е.И. Исаченков. – М.: Машиностроение, 1967. – 376 с.
4. Мельников Э.Л. Холодная штамповка днищ / Э.Л. Мельников. – М.: Машиностроение, 1976. – 184 с.
5. Степанов В.Г. Гидровзрывная штамповка элементов судовых конструкций / В.Г. Степанов, П.М. Сипилин и др. – Л.: Судостроение, 1966. – 292 с.
6. Савченко Н.Ф. О проектировании техпроцессов гидровзрывной тонколистовой штамповки-вытяжки крупногабаритных деталей типа днищ / Н.Ф. Савченко // Импульсная обработка металлов давлением. Сб. статей под ред. В.К. Борисевича. – М.: Машиностроение, 1977. – С. 51-56.

Анотація

До розробки технології штампування з роздачею напівфабрикатів при виготовленні деталей складної форми

Досліджуються деякі питання проектування прогресивних технологій заготовельного виробництва

Abstract

By developing the technology with the distribution of semi-stamping at manufacture of parts of complex shape

We investigate some approaches to the development of advanced technologies in blank production

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ С УЧЕТОМ ПЕРИОДИЧЕСКОГО ПРЕРЫВАНИЯ ПРОЦЕССА

Полянский В.И.

(ООО "Империя Металлов", г. Харьков)

Теоретически определены оптимальные условия шлифования по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования

Введение и постановка задачи. При изготовлении ответственных деталей гидроагрегатов авиационного назначения из труднообрабатываемых материалов возникают проблемы повышения качества и производительности обработки. Их решение требует применения современных методов абразивной и лезвийной обработки (в особенности шлифования), обеспечивающих снижение силовой и тепловой напряженности процесса резания [1,2,3]. Для обоснования условий их эффективного использования и выбора оптимальных режимов шлифования важно знать физические закономерности формирования параметров качества обработки под воздействием теплового фактора.

Цель работы – определение оптимальных условий шлифования по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования.

Результаты исследований. Температура при шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга с постоянной скоростью $V_{рез}$, определяется зависимостью [4]:

$$\theta_{max} = \frac{q_0 \cdot a}{\lambda} \cdot \sqrt{2 \cdot \Delta\tau} = 1,414 \cdot a \cdot \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\dot{I}^2}{\Delta\tau}}, \quad (1)$$

где $q_0 = \sigma \cdot V_{рез}$ – плотность теплового потока, Вт/м²; σ – условное напряжение резания, Н/м² (энергоемкость обработки, Дж/м³); $V_{рез} = \Pi / \Delta\tau$; Π – величина снятого припуска за время $\Delta\tau$; $\dot{a}^2 = \lambda / (\dot{n} \cdot \rho)$ – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м²/с; c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К; ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³.

Из (1) определим $\Delta\tau$ для предельной температуры шлифования θ_{max_0} :

$$\Delta\tau = \left(\frac{1,414 \cdot a \cdot \sigma \cdot \dot{I}}{\lambda \cdot \theta_{max_0}} \right)^2. \quad (2)$$

Как видно, уменьшить основное время обработки $\Delta\tau$ можно уменьшением параметров σ , Π и увеличением θ_{max_0} . Очевидно, для заданных значений

Π и θ_{max_0} уменьшить $\Delta\tau$ можно исключительно за счет уменьшения энергоемкости обработки σ путем повышения режущей способности круга и уменьшения интенсивности трения в зоне шлифования.

Из зависимости (2) вытекает еще один путь уменьшения $\Delta\tau$ – это уменьшение параметра Π за счет удаления снимаемого припуска частями (разбивая припуск Π на n частей и обеспечивая периодическое прерывание процесса шлифования). Так, рассматривая в (2) вместо Π параметр Π/n , имеем

$$\Delta\tau_n = \left(\frac{1,414 \cdot a \cdot \sigma \cdot \dot{I}}{\lambda \cdot \theta_{max_0} \cdot n} \right)^2. \quad (3)$$

Как видно, с увеличением n основное время обработки $\Delta\tau_n$ существенно уменьшается. Однако, для реализации данной закономерности необходимо обеспечить полное охлаждение обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования. В противном случае данная закономерность выполняться не будет и температура шлифования θ_{max} с каждым последующим прерыванием процесса шлифования будет увеличиваться, что нивелирует эффект обработки. Это вытекает из зависимости (1), рассматривая в ней вместо $\Delta\tau$ время $\Delta\tau_n$, определяемое зависимостью (3):

$$\theta_{max} = n \cdot \theta_{max_0}. \quad (4)$$

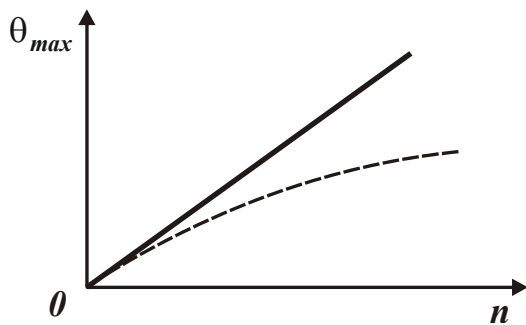


Рис. 1. Зависимость θ_{max} от n .

С увеличением количества прерываний процесса шлифования n температура шлифования θ_{max} пропорционально увеличивается (рис. 1). Следовательно, эффект обработки, связанный с прерывистостью процесса шлифования, как показано выше, может быть реализован лишь при условии

полного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса. При неполном (частичном) охлаждении обрабатываемой детали температура шлифования θ_{max} с увеличением n также будет увеличиваться, однако с меньшей интенсивностью (на рис. 1 показано штриховой линией). Поэтому задача оптимизации условий обработки состоит, во-первых, в определении количества прерываний процесса шлифования n , при которых обеспечивается полное охлаждение обрабатываемой детали в период прерывания процесса. Во-вторых, в определении количества прерываний процесса шлифования n , при которых происходит ее частичное охлаждение, но температура шлифования не превышает предельного значения. Очевидно, и в первом, и во втором случае трудно обеспечить условия охлаждения детали. Поэтому вполне возможно, что температура шлифования будет превышать предельные значения и приводить к образованию прижогов и других температурных дефектов на обрабатываемой поверхности.

Чтобы этого не допустить и гарантированно обеспечить высокое качество обработки, необходимо, во-первых, с определенным запасом устанавливать количество прерываний процесса шлифования n , а, во-вторых, съём заданного припуска производить за одно прерывание процесса (рис. 2). В этом случае,

естественно, основное время обработки будет наибольшим, но будет гарантировано обеспечиваться высокое качество обработки. Скорость $V_{рез}$ будет наименьшей, также как наименьшей будет и производительность обработки $Q = V_{рез} \cdot S$, где S – площадь поперечного сечения обрабатываемой прямолинейной детали. Следовательно, для обеспечения высокого качества обработки необходимо уменьшать производительность обработки.

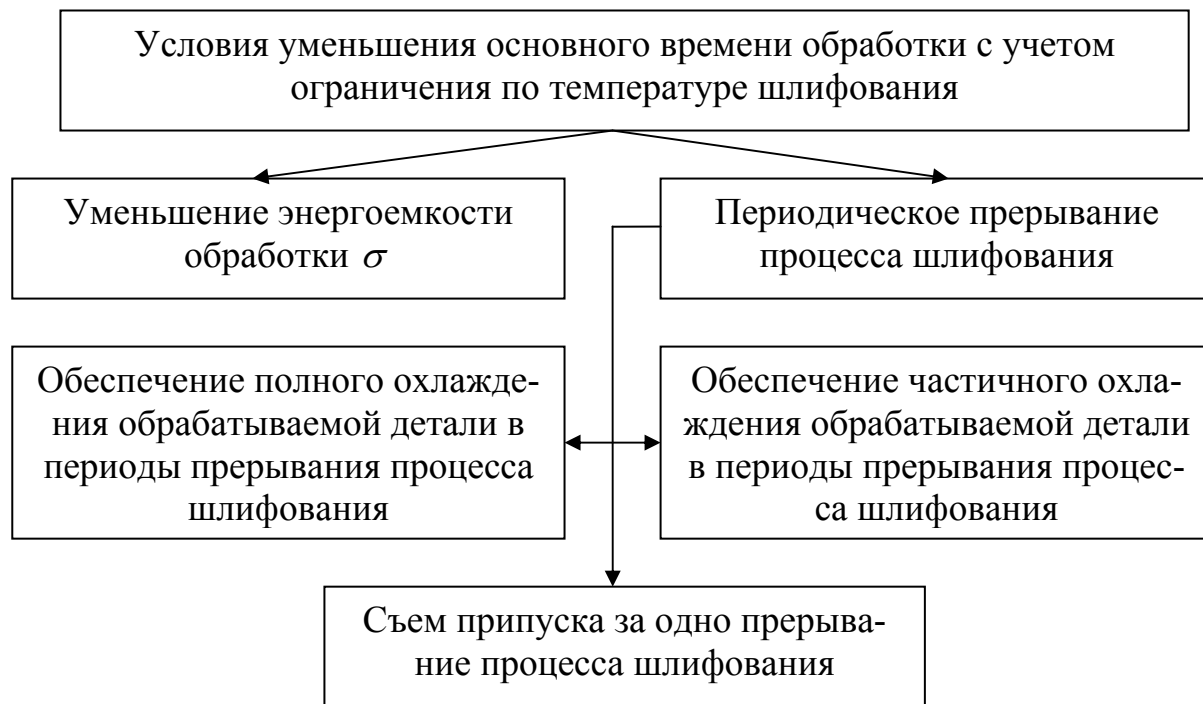


Рис. 2. Структурная схема условий уменьшения основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования.

Для количественной оценки данных решений получим аналитическую зависимость для определения температуры шлифования с учетом периодического нагревания и охлаждения обрабатываемого образца. Предположим, что в течение времени τ_1 на торце прямолинейного образца действует тепловой поток с постоянной плотностью q_0 , и образец нагревается, а в течение времени τ_2 происходит его охлаждение ($q_0=0$). Далее, процесс нагревания и охлаждения обрабатываемого образца периодически повторяется в соответствии со схемой, показанной на рис. 3.

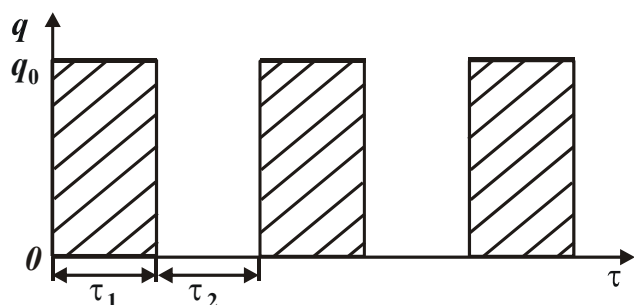


Рис. 3. Схема действия тепловых импульсов на обрабатываемый образец.

С физической точки зрения это означает, что на образец периодически действуют тепловые импульсы с плотностью q_0 .

Уравнение баланса тепла в течение времени $\tau_1 + \tau_2$ выражается

$$Q_1 - Q_2 = \Delta Q_1, \quad (5)$$

где $Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \tau_1$ – количество тепла, вошедшее в образец в течение време-

ни τ_1 от действия теплового потока с плотностью q_0 , Дж; S – площадь поперечного сечения образца, м²; $Q_2 = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot S \cdot \tau_2$ – количество тепла, выделившееся из образца за время τ_2 при его охлаждении, Дж; α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К); θ – температура нагревания образца за время τ_1 , К; θ_0 – температура образца после его охлаждения (в течение времени τ_2), К; ΔQ_1 – количество тепла, оставшееся в образце после охлаждения, Дж.

Величину ΔQ_1 , аналогично величине Q_1 , выразим $\Delta Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \Delta \tau_1$, где $\Delta \tau_1$ – время нагревания образца до температуры θ_0 , с. Тогда (5) примет вид

$$q_0 \cdot (\tau_1 - \Delta \tau_1) = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot \tau_2. \quad (6)$$

С учетом зависимости (1), представленной в виде

$$(\theta - \theta_0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot (\tau_1 - \Delta \tau_1), \quad (7)$$

определим $\Delta \tau_1$:

$$\Delta \tau_1 = \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2. \quad (8)$$

Максимальная температура образца после его охлаждения будет равна

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \Delta \tau_1 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right). \quad (9)$$

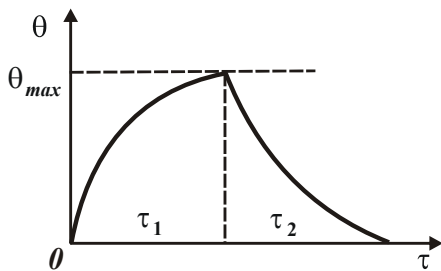


Рис. 4. Зависимость θ от τ .

После охлаждения образца его максимальная температура меньше, чем до охлаждения ($\tau_2 = 0$):

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \tau_1. \quad (10)$$

При условии $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$ температура

θ_0 , описываемая (9), равна нулю. Это означает,

что количество тепла, вошедшее в обрабатываемый образец за время τ_1 , и вышедшее из образца за время τ_2 , одинаковы (рис. 4).

Выразим в (9) и (10): $q_0 = \sigma \cdot V_{\partial \dot{a} \zeta}$ [4], где $V_{\partial \dot{a} \zeta} = \dot{I} / \tau_1$, тогда

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \dot{I}^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \left(\frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right); \quad \theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \frac{\dot{I}}{\tau_1}.$$

После действия на образец второго теплового импульса (т.е. в момент времени $2 \cdot \tau_1 + \tau_2$, рис. 3) температура θ в соответствии с (10) выразится

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot (\Delta \tau_1 + \tau_1) = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \left(2 \cdot \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right). \quad (11)$$

После охлаждения образца в момент времени $2 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$ (рис. 3) температура θ_0 , аналогично зависимости (10), определится

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \Delta \tau_2} . \quad (12)$$

Для определения $\Delta \tau_2$ составим уравнение, аналогичное уравнению (6):

$$q_0 \cdot [(\Delta \tau_1 + \tau_1) - \Delta \tau_2] = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot \tau_2 . \quad (13)$$

С учетом зависимости (7), представленной в виде

$$(\theta - \theta_0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot [(\Delta \tau_1 + \tau_1) - \Delta \tau_2], \text{ установим } \Delta \tau_2 :$$

$$\Delta \tau_2 = (\Delta \tau_1 + \tau_1) - \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 = 2 \cdot \tau_1 - 2 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 = 2 \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right) . \quad (14)$$

Подставляя зависимость (14) в (12), температура θ_0 определится

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot 2 \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)} .$$

После действия на образец 3-го теплового импульса (т.е. в момент времени $3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$, рис. 3) температура θ , аналогично зависимости (11), выразится

$$\theta = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot (\Delta \tau_2 + \tau_1)} = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(3 \cdot \tau_1 - 2 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)} .$$

После охлаждения образца в момент времени $3 \cdot \tau_1 + 3 \cdot \tau_2$ (рис. 3) температура θ_0 опишется $\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \Delta \tau_3} .$

Время $\Delta \tau_3$ определяется из уравнения, аналогичного уравнению (13):

$$q_0 \cdot [(\Delta \tau_2 + \tau_1) - \Delta \tau_3] = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot \tau_2 .$$

С учетом зависимости $(\theta - \theta_0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot [(\Delta \tau_2 + \tau_1) - \Delta \tau_3]$, имеем

$$\Delta \tau_3 = (\Delta \tau_2 + \tau_1) - \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 = 3 \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right) . \quad (15)$$

С учетом зависимости (15) температура θ_0 определится

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot 3 \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)} . \quad (16)$$

Аналогично можно определить время $\Delta \tau_n$ и температуру θ_0 после действия n -ного теплового импульса и охлаждения обрабатываемого образца:

$$\Delta \tau_n = n \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right); \quad (17)$$

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot n \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)} . \quad (18)$$

Максимальная температура θ_{max} после действия n -ного теплового импульса с учетом соотношения $q_0 = \sigma \cdot V_{\delta \dot{a} \dot{c}} = \sigma \cdot (\dot{I} / \delta \cdot \tau_1)$ определится

$$\theta_{max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\dot{I}^2}{m^2 \cdot \tau_1^2} \left(n \cdot \tau_1 - (n-1) \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (19)$$

Из зависимости (18) вытекает, что при заданном значении плотности теплового потока q_0 температура θ_0 с увеличением количества тепловых импульсов n непрерывно увеличивается (рис. 5,а).

При условии $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$ температура θ_0 равна нулю независимо от

количества тепловых импульсов n . Это означает, что характер изменения температуры шлифования θ подчиняется зависимости, графически показанной на рис. 5,б. В этом случае количество тепла, входящего в обрабатываемый образец за время действия теплового импульса τ_1 , равно количеству тепла, выходящего из образца за время его охлаждения за время τ_2 .

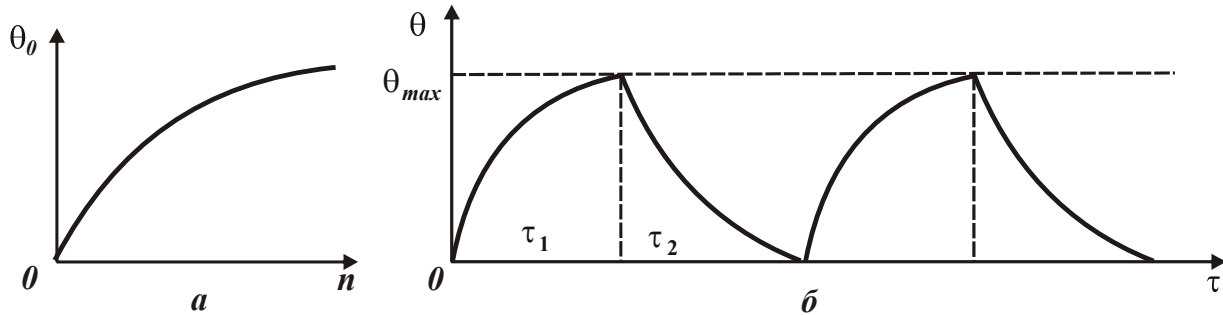


Рис. 5. Характер изменения температуры θ_0 от количества тепловых импульсов n (а) и температуры шлифования θ от времени τ (б).

С учетом $q_0 = \sigma \cdot V_{\delta \dot{a} \dot{c}} = \sigma \cdot (\dot{I} / \delta \cdot \tau_1)$ зависимость (16) примет вид

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \dot{I}^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{n}{m^2} \cdot \left(\frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right)}, \quad (20)$$

где m – количество разбиений припуска \dot{I} на части.

Количество тепловых импульсов $n \leq m$. При $n = m$ зависимость (20) равна

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \dot{I}^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{m} \cdot \left(\frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right)}. \quad (21)$$

С увеличением количества разбиений припуска \dot{I} на части m температура θ_0 уменьшается. При условии $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$ температура θ_0 равна нулю независимо от количества тепловых импульсов m , т.е. характер изменения температуры шлифования θ с увеличением n подчиняется закономерности, графически показанной на рис. 5,а.

Из зависимости (21) вытекают три основных условия уменьшения температуры θ_0 . Первое условие состоит в уменьшении энергоемкости обработки σ .

Второе условие состоит в увеличении количества разбиений припуска \dot{I} на части m , а третье – в обеспечении равенства слагаемых подкоренного выражения

$$\frac{1}{\tau_1} = \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2}. \text{ Очевидно, реализация третьего случая предполагает стабили-}$$

зацию во времени (с увеличением n) максимального значения температуры θ_{\max} (рис. 5,б), тогда как в первых двух случаях температура шлифования θ с течением времени обработки увеличивается (рис. 5,а), причем, тем интенсивнее, чем меньше время охлаждения обрабатываемого образца τ_2 . Следовательно, добиться уменьшения температуры θ_0 можно повышением режущей способности шлифовального круга и снижением интенсивности трения в зоне шлифования, применением многопроходного шлифования и обеспечением условий полного или частичного охлаждения обрабатываемого образца в периоды прерывания процесса шлифования.

Определим наименьшее основное время обработки τ с учетом ограничения по максимальной температуре шлифования θ_{\max} для условий полного и частичного охлаждения обрабатываемого образца в период прерывания процесса шлифования. Первоначально рассмотрим случай полного охлаждения обрабатываемого образца, когда $\theta_0=0$. Тогда, исходя из (21), имеем $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$.

Основное время обработки τ в общем случае определяется

$$\tau = m \cdot \tau_1 + (m-1) \cdot \tau_2 = m \cdot \tau_1 + (m-1) \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2} \cdot \tau_1}. \quad (22)$$

$$\text{Время } \tau_1 \text{ определяется из (17) для } n=1: \tau_1 = \left(\frac{\sigma \cdot \dot{I}}{\theta_{\max} \cdot m} \right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}.$$

Соответственно зависимость (22) примет вид

$$\tau = \left(\frac{\sigma \cdot \dot{I}}{\theta_{\max}} \right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{m} + \left(\frac{\sigma \cdot \dot{I}}{\theta_{\max}} \right) \cdot \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{(m-1)}{m}. \quad (23)$$

Из зависимости (23) вытекает, что основное время обработки τ тем меньше, чем меньше величина $\left(\frac{\sigma \cdot \dot{I}}{\theta_{\max}} \right)$ и больше количество прерываний про-

цесса шлифования m и коэффициент теплоотдачи α . В табл. 1 приведены расчетные значения параметров τ_1 , τ_2 , τ_1/τ_2 (соответственно τ_2/τ_1) и τ для различных значений $\sigma=10^5$ Н/мм²; $0,707 \cdot 10^5$ Н/мм²; $0,5 \cdot 10^5$ Н/мм²; $0,354 \cdot 10^5$ Н/мм²; $0,25 \cdot 10^5$ Н/мм² и исходных данных: $\rho=14,5 \cdot 10^3$ кг/м³; $c=40$ кал/(кг·град); $\lambda=14$ кал/(м·с·град); $\alpha=10^4$ кал/(м²·с·град); $\theta_{\max}=1000^\circ\text{C}$; $\Pi=0,1$ мм;

$$\left(\frac{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \left(\frac{\theta_{\max}}{\sigma} \right)^2 = 7 \cdot 10^{-9} \text{ м}^2/\text{с}; \quad \frac{2 \cdot \alpha^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} = 25 \text{ с}^{-1}; \quad \tau_2 = \sqrt{\frac{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2} \cdot \tau_1}.$$

Из табл. 1 следует, что с увеличением m параметры τ_1 , τ_2 , τ_1/τ_2 и τ уменьшаются. Чем меньше σ , тем меньше τ и больше τ_2/τ_1 (рис. 6). С увеличе-

нием m время τ непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к определенному значению. Исходя из зависимости (23), с учетом $m \rightarrow \infty$ это значение можно определить по зависимости $\tau_* = \left(\frac{\sigma \cdot \dot{I}}{\theta_{max}} \right) \cdot \frac{1}{\alpha}$.

Таблица 1
Расчетные значения основных параметров обработки (для $\sigma=10^5$ Н/мм²)

m	1	2	3	4	8	16	32	64
$\tau_1, \text{с}$	1,43	0,355	0,158	0,089	0,0222	0,00554	0,00139	0,000347
$\tau_2, \text{с}$	–	0,12	0,08	0,06	0,03	0,015	0,0075	0,00375
τ_1/τ_2	–	2,96	1,98	1,48	0,74	0,37	0,185	0,092
τ_2/τ_1	–	0,338	0,505	0,676	1,351	2,7	5,4	10,87
$\tau, \text{с}$	1,43	0,83	0,63	0,535	0,388	0,313	0,277	0,258
$l, \text{м}$	–	10,65	4,74	2,67	0,666	0,166	0,042	0,01

Для $\sigma=10^5$ Н/мм² отношение наибольшего значения τ_1 и значения τ_* равно $\tau_1/\tau_*=1,42/0,24=5,9$. Для $\sigma=0,707 \cdot 10^5$ Н/мм² – отношение $\tau_1/\tau_*=0,71/0,17=4,18$; для $\sigma=0,5 \cdot 10^5$ Н/мм² – отношение $\tau_1/\tau_*=0,355/0,12=2,96$; для $\sigma=0,354 \cdot 10^5$ Н/мм² – отношение $\tau_1/\tau_*=0,1775/0,085=2,09$; для $\sigma=0,25 \cdot 10^5$ Н/мм² – отношение $\tau_1/\tau_*=0,8875/0,06=1,48$. Как видно, с уменьшением σ отношение τ_1/τ_* существенно уменьшается, что снижает эффект периодического прерывания процесса шлифования. Необходимо отметить, что данный эффект обработки достигается при условии полного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования. При частичном охлаждении обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования отношение τ_2/τ_1 будет меньше и, в зависимости от времени охлаждения τ_2 , будет изменяться от значения τ_1/τ_* до единицы. Условие $\tau_2/\tau_1=1$ выполняется при отсутствии прерывания процесса шлифования и охлаждении обрабатываемой детали.

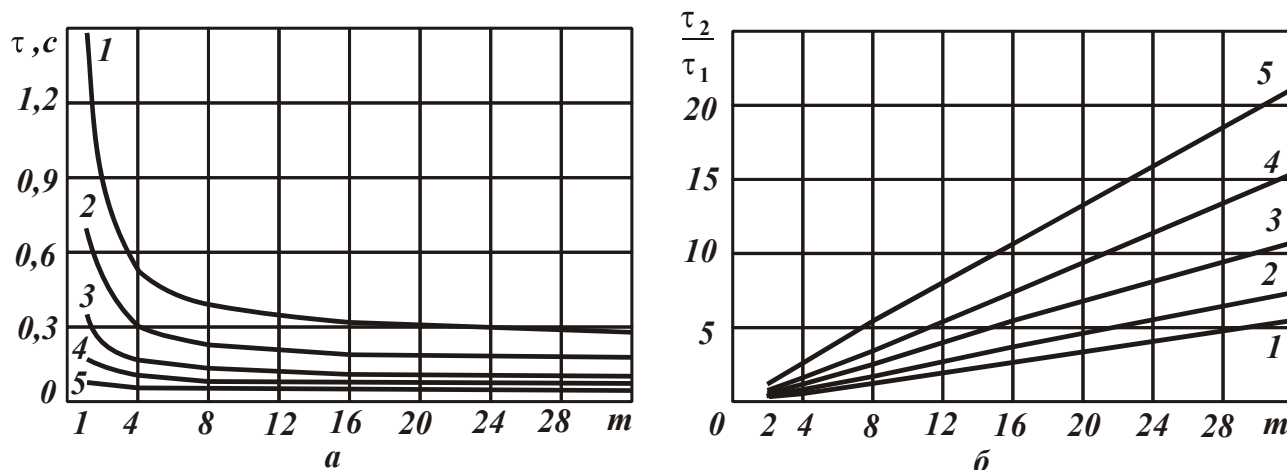


Рис. 6. Зависимости τ (а) и τ_2/τ_1 (б) от m : 1 – $\sigma=10^5$ Н/мм²; 2 – $\sigma=0,707 \cdot 10^5$ Н/мм²; 3 – $\sigma=0,5 \cdot 10^5$ Н/мм²; 4 – $\sigma=0,354 \cdot 10^5$ Н/мм²; 5 – $\sigma=0,25 \cdot 10^5$ Н/мм².

Определим наименьшее основное время обработки τ для условия частичного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования. Проведем анализ изменения τ для различных значений m .

Случай $m=1$. При съеме припуска \dot{I} за одно прерывание процесса шлифования температура θ определяется зависимостью (1) и с учетом текущего

времени обработки $\tau = \Delta\tau$ и $V_{\dot{\alpha}\zeta} = \dot{I} / \tau_1$ описывается $\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\dot{I}^2}{\tau_1^2} \cdot \tau}$.

При $\tau = \tau_1$ температура $\theta = \theta_{\max}$, тогда $\tau_1 = \left(\frac{\sigma}{\theta_{\max}}\right)^2 \cdot \frac{2 \cdot \dot{I}^2}{\tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda}$.

В итоге пришли к зависимости (2).

Случай $m=2$. При съеме припуска \dot{I} за два прерывания процесса шлифования образца θ_{\max} с учетом $q_0 = \sigma \cdot V_{\dot{\alpha}\zeta} = \sigma \cdot \frac{\dot{I}}{2 \cdot \tau_1}$ определяется зависимостью (19). После первого ($n=1$) прерывания процесса θ_{\max} описывается

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\dot{I}^2}{4 \cdot \tau_1}} \quad (24)$$

Максимальная температура шлифования θ_{\max} после 2-го прерывания ($n=2$) процесса определяется преобразованной зависимостью (24):

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\dot{I}^2}{4 \cdot \tau_1^2} \cdot (\tau_1 + \Delta\tau_1)} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\dot{I}^2}{4 \cdot \tau_1} \cdot \left(1 + \frac{\Delta\tau_1}{\tau_1}\right)} \quad (25)$$

Здесь время τ_1 определяет время съема припуска $\dot{I} / 2$, а время $\Delta\tau_1$ выражается (8). Соответственно после 1-го прерывания процесса и охлаждения образца температура θ_0 , определяемая (21) после преобразований выразится

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\dot{I}^2}{4 \cdot \tau_1} \cdot \Delta\tau_1} \quad (26)$$

Задавая значения θ_{\max} , из зависимости (25) можно определить время τ_1 и $\Delta\tau_1$ для заданного времени охлаждения обрабатываемого образца τ_2 :

$$\tau_1 = \left(\frac{\sigma}{\theta_{\max}}\right)^2 \cdot \frac{\dot{I}^2}{2 \cdot \tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(1 + \frac{\Delta\tau_1}{\tau_1}\right), \quad \text{откуда} \quad (27)$$

$$\Delta\tau_1 = \frac{\tau_1 \cdot (\tau_1 - D)}{D}, \quad \text{где} \quad D = \left(\frac{\sigma}{\theta_{\max}}\right)^2 \cdot \frac{\dot{I}^2}{2 \cdot \tilde{n} \cdot \rho \cdot \lambda}.$$

Время охлаждения образца τ_2 можно определить по зависимости

$$\tau_2 = \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2} \cdot (\tau_1 - \Delta\tau_1)}. \quad (28)$$

Произведем численные расчеты для исходных данных: $\rho = 14,5 \cdot 10^3$ кг/м³; $c = 40$ кал/(кг·град); $\lambda = 14$ кал/(м·с·град); $\alpha = 10^4$ кал/(м²·с·град); $\theta_{\max} = 1000^0\text{C}$;

$\sigma=10^5 \text{ Н/мм}^2$; $l=0,1 \text{ мм}$. Из (27) вытекает, что при $\Delta\tau_1=0$ время $\tau_1=0,355 \text{ с}$. Тогда в соответствии с зависимостью (28) время $\tau_2=0,12 \text{ с}$. В этом случае, исходя из (26), температура $\theta_0=0$. График изменения θ во времени показан на рис. 7,а (кривая 1).

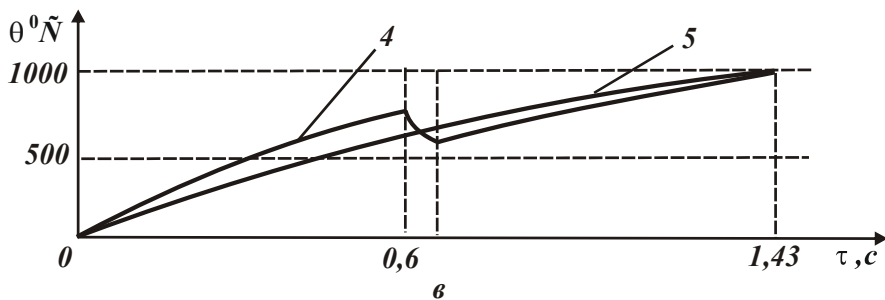
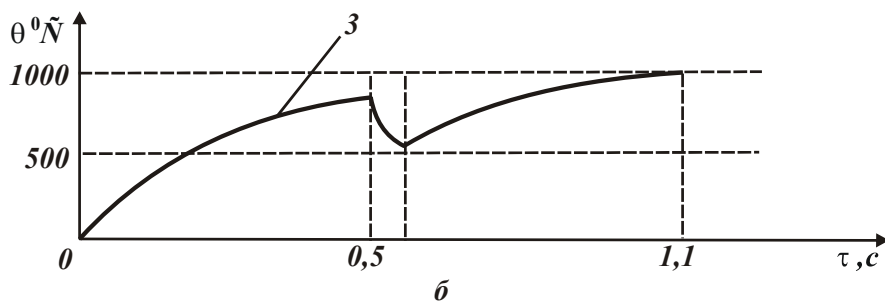
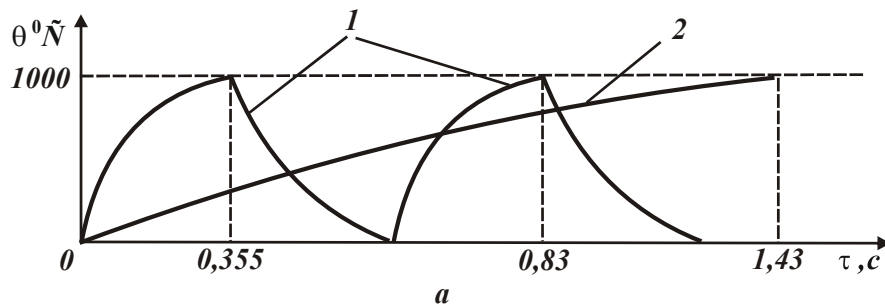


Рис. 7. Характер изменения θ от τ : 1 – $\tau_1=0,355 \text{ с}$; 2 – $\tau_1=1,43 \text{ с}$; 3 – $\tau_1=0,5 \text{ с}$; 4 – $\tau_1=0,6 \text{ с}$; 5 – $\tau_1=0,714 \text{ с}$.

лось с $0,12 \text{ с}$ до нуля, $\tau = 2 \cdot \tau_1 + \tau_2$, наоборот, увеличилось с $0,83 \text{ с}$ до $1,43 \text{ с}$. Графики изменения температуры шлифования θ во времени для разных значений τ_1 показаны на рис. 7. При $\tau_1=0,5 \text{ с}$ (кривая 3) θ первоначально увеличивается от нуля до 842°C , затем уменьшается до значения 530°C , после чего увеличивается до заданного значения 1000°C .

Для сравнения на рис. 7,а приведен график изменения θ во времени для случая $m=1$ (кривая 2).

В табл. 2 приведены расчетные значения основного времени обработки $\tau = 2 \cdot \tau_1 + \tau_2$ при съеме припуска \dot{I} за два прерывания процесса шлифования. По сравнению со съемом припуска \dot{I} за одно прерывание процесса шлифования, основное время обработки τ уменьшилось с $1,43 \text{ с}$ до $0,83 \text{ с}$.

Из табл. 2 следует, что с увеличением времени τ_1 с $0,355 \text{ с}$ до $0,714 \text{ с}$ время τ_2 уменьши-

Таблица 2

Расчетные значения параметров процесса шлифования

$\tau_1, \text{ с}$	0,355	0,5	0,6	0,714
$\tau_2, \text{ с}$	0,12	0,11	0,0863	0
τ_2/τ_1	0,338	0,22	0,144	0
$\tau, \text{ с}$	0,83	1,11	1,286	1,43
$\theta_{\max 1}, \text{ град}$	1000	842	769	1000
$\theta_0, \text{ град}$	0	530	638	–
$\theta_{\max 2}, \text{ град}$	1000	1000	1000	–

При $\tau_1=0,6$ с (кривая 4) θ увеличивается от нуля до 769^0C , затем уменьшается до значения 638^0C , после чего увеличивается до значения 1000^0C . При $\tau_1=0,714$ с (кривая 5) θ непрерывно увеличивается от нуля до значения 1000^0C . В этом случае отсутствует охлаждение образца и поэтому график зависимости $\theta(\tau)$ такой же, как и зависимости, показанной на рис. 7,а (кривая 2).

На основе проведенного анализа установлено, что за счет прерывания процесса шлифования $\tau = 2 \cdot \tau_1 + \tau_2$ уменьшилось с 1,43 с до 0,83 с, т.е. на 42%.

Случай $m=3$. Из (19) температура θ_{\max} для $n=3$ определяется

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\dot{I}^2}{9 \cdot \tau_1^2} \cdot \left(3 \cdot \tau_1 - 2 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (29)$$

В данном случае $\frac{2 \cdot \alpha^2}{\dot{I} \cdot \rho \cdot \lambda} = 25 \text{ с}^{-1}$. Разрешая (29) относительно времени τ_2 ,

имеем $\tau_2 = \sqrt{\frac{\tau_1 \cdot (0,474 - \tau_1)}{7,9}}$.

Температура $\theta_{\max 1}$ после 1-го прерывания процесса шлифования и температура θ_{01} после 1-го охлаждения образца соответственно выражаются

$$\theta_{\max 1} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1}}; \quad \theta_{01} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура $\theta_{\max 2}$ после 2-го прерывания процесса шлифования и температура θ_{02} после второго охлаждения образца выражаются

$$\theta_{\max 2} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (2 \cdot \tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}; \quad \theta_{02} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (2 \cdot \tau_1 - 50 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура $\theta_{\max 3}$ после 3-го прерывания процесса шлифования равна

$$\theta_{\max 3} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (3 \cdot \tau_1 - 50 \cdot \tau_2^2)}.$$

Таблица 3

Расчетные значения параметров процесса шлифования

τ_1 , с	0,158	0,237	0,316	0,474
τ_2 , с	0,0795	0,0843	0,0795	0
τ_2/τ_1	0,503	0,2278	0,252	0
τ , с	0,632	0,8794	1,107	1,43
$\theta_{\max 1}$, град	1000	816,5	707,1	1000
θ_{01} , град	0	408,6	500	—
$\theta_{\max 2}$, град	1000	913	866	—
θ_{02} , град	0	577,8	707,1	—
$\theta_{\max 3}$, град	1000	1000	1000	—

В табл. 3 и на рис. 8 приведены рассчитанные по данным зависимостям значения параметров τ_1 , τ_2 , τ_2/τ_1 , $\tau = 3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$, $\theta_{\max 1}$, θ_{01} , $\theta_{\max 2}$, θ_{02} , $\theta_{\max 3}$. Как видно, при $\tau_1=0,158$ с и $\tau_2=0,0795$ с за время прерывания процесса шлифования происходит полное охлаждение обрабатываемого образца, и температура шлифования периодически изменяется от нуля до заданного значения (1000°C). В других случаях (с увеличением времени τ_1) имеет место частичное охлаждение обрабатываемого образца, и температура шлифования скачкообразно увеличивается от нуля до заданного значения (1000°C). При этом основное время обработки $\tau = 3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$ увеличивается с $0,632$ с до $1,43$ с, т.е. почти на 56%. По сравнению с предыдущим случаем ($m=2$), основное время обработки τ уменьшилось более чем в 2 раза, т.е. чем больше количество прерываний процесса шлифования, тем меньше τ .

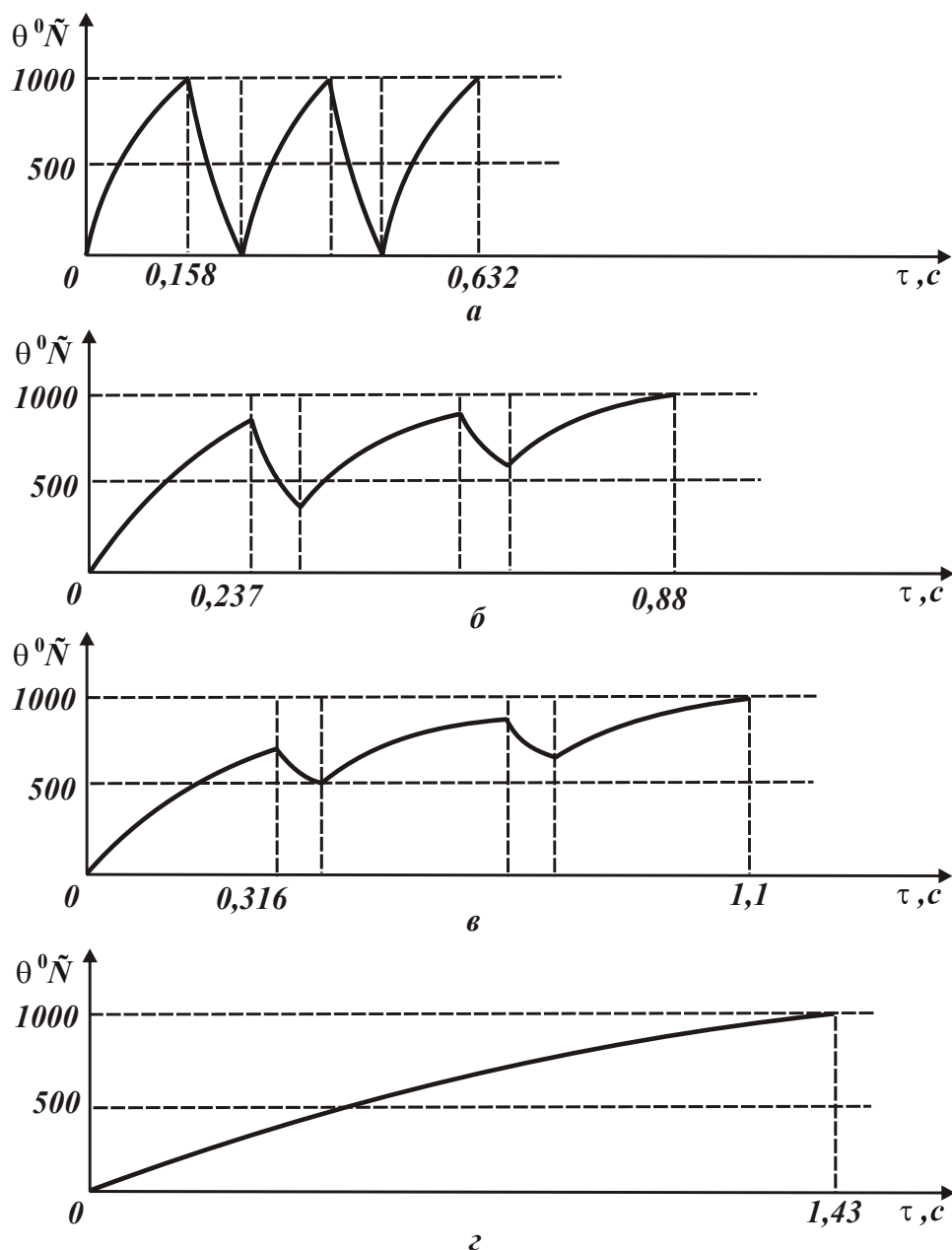


Рис. 8. Характер изменения температуры шлифования θ от основного времени обработки τ : а – $\tau_1=0,158$ с; б – $\tau_1=0,237$ с; в – $\tau_1=0,316$ с; г – $\tau_1=0,474$ с.

Случай $m=4$. Согласно зависимости (19), максимальная температура шлифования θ_{\max} для $n=4$ определяется

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\dot{I}^2}{16 \cdot \tau_1^2} \cdot \left(4 \cdot \tau_1 - 3 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2\right)}. \quad (30)$$

В этом случае $\frac{2 \cdot \alpha^2}{\dot{I} \cdot \rho \cdot \lambda} = 25 \text{ с}^{-1}$. Разрешая зависимость (30) относительно

$$\tau_2, \text{ имеем } \tau_2 = \sqrt{\frac{\tau_1 \cdot (4 - 11,236 \cdot \tau_1)}{75}}.$$

Температура $\theta_{\max 1}$ после 1-го прерывания процесса шлифования и температура θ_{01} после 1-го охлаждения образца выражаются зависимостями

$$\theta_{\max 1} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1}}; \quad \theta_{01} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура $\theta_{\max 2}$ после 2-го прерывания процесса шлифования и температура θ_{02} после 2-го охлаждения образца выражаются зависимостями

$$\theta_{\max 2} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (2 \cdot \tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}; \quad \theta_{02} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{2}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура $\theta_{\max 3}$ после 3-го прерывания процесса шлифования и температура θ_{03} после 3-го охлаждения образца выражаются зависимостями

$$\theta_{\max 3} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (3 \cdot \tau_1 - 50 \cdot \tau_2^2)}; \quad \theta_{03} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{3}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}.$$

Температура $\theta_{\max 4}$ после 4-го прерывания процесса шлифования равна

$$\theta_{\max 4} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (4 \cdot \tau_1 - 75 \cdot \tau_2^2)}.$$

Таблица 4

Расчетные значения параметров процесса шлифования

$\tau_1, \text{ с}$	0,089	0,178	0,267	0,356
$\tau_2, \text{ с}$	0,06	0,0689	0,06	0
τ_2 / τ_1	0,674	0,387	0,225	0
$\tau, \text{ с}$	0,535	0,919	1,247	1,43
$\theta_{\max 1}, \text{ град}$	1000	706,3	577,3	1000
$\theta_{01}, \text{ град}$	0	408,16	470	—
$\theta_{\max 2}, \text{ град}$	1000	816,4	744,4	—
$\theta_{02}, \text{ град}$	0	577,2	664,7	—
$\theta_{\max 3}, \text{ град}$	1000	912,7	880,4	—
$\theta_{03}, \text{ град}$	0	707	814,1	—
$\theta_{\max 4}, \text{ град}$	1000	1000	1000	—

В табл. 4 и на рис. 9 приведены рассчитанные по данным зависимостям значения параметров τ_1 , τ_2 , τ_2/τ_1 , $\tau = 4 \cdot \tau_1 + 3 \cdot \tau_2$, $\theta_{\max 1}$, θ_{01} , $\theta_{\max 2}$, θ_{02} , $\theta_{\max 3}$, θ_{03} , $\theta_{\max 4}$. При $\tau_1=0,089$ с и $\tau_2=0,06$ с за время прерывания процесса шлифования происходит полное охлаждение обрабатываемого образца, и температура шлифования периодически изменяется от нуля до заданного значения (1000°C). С увеличением времени τ_1 происходит частичное охлаждение обрабатываемого образца, и температура шлифования скачкообразно увеличивается от нуля до заданного значения (1000°C). При этом основное время обработки $\tau = 3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$ увеличивается с $0,535$ с до $1,43$ с, т.е. почти на 63%. Это больше, чем в предыдущих случаях (при $m=1\dots 3$). Отношение τ_2/τ_1 с увеличением времени τ_1 уменьшается от $0,674$ с до нуля, т.е. при $\tau_1=0,089$ с и $\tau_2=0,06$ с отношение τ_2/τ_1 приближается к единице.

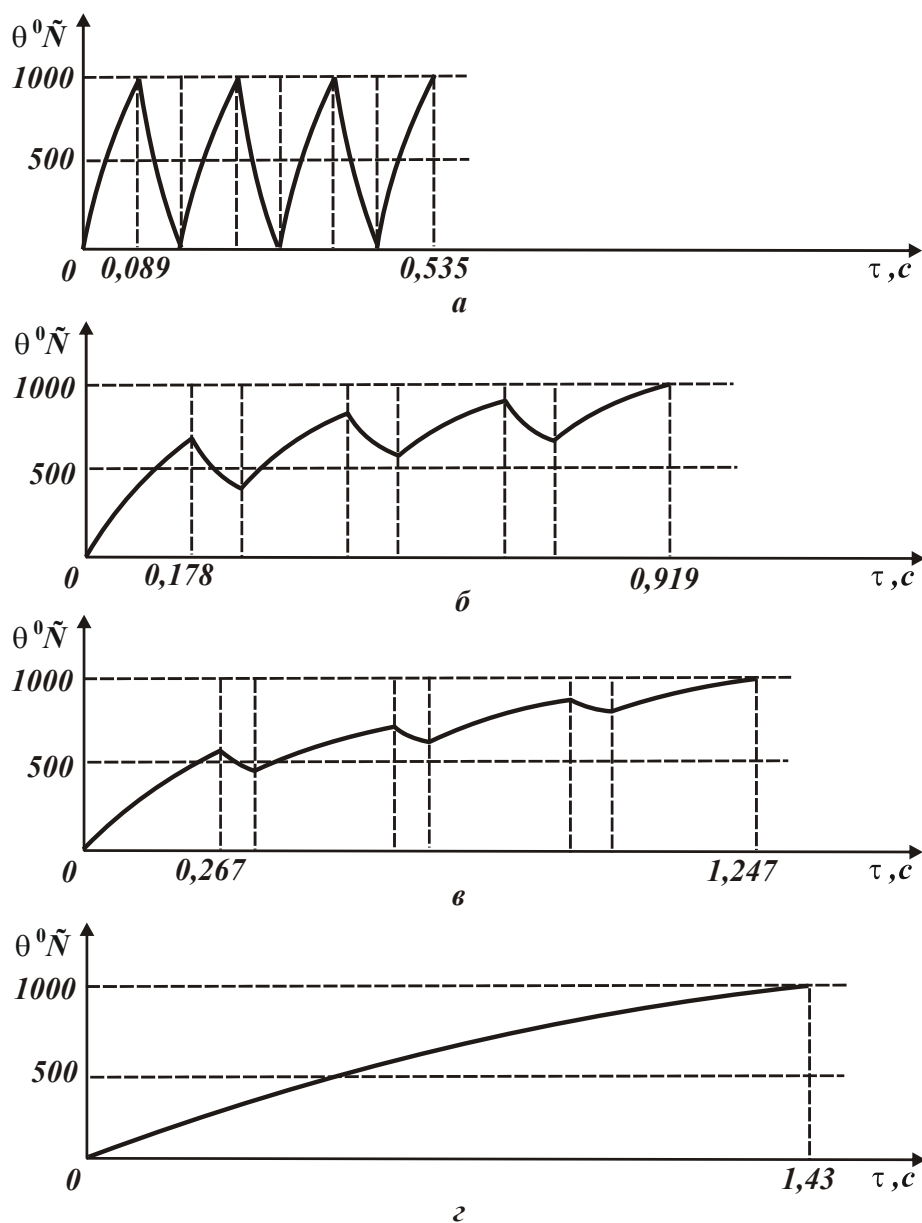


Рис. 9. Характер изменения температуры шлифования θ от основного времени обработки τ : а – $\tau_1=0,089$ с; б – $\tau_1=0,178$ с; в – $\tau_1=0,267$ с; г – $\tau_1=0,356$ с.

Выводы. В работе получила дальнейшее развитие математическая модель определения температуры шлифования с учетом прерывистости процесса и охлаждения обрабатываемой детали. Определены условия полного и частичного охлаждения обрабатываемой детали и установлена их связь с основным временем обработки. Обоснованы оптимальные условия обработки, которые могут быть использованы для совершенствования технологии механической обработки ответственных деталей гидроаппаратуры в плане повышения качества и производительности обработки.

Список литературы

1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с.
3. Рябенков І.О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / І.О. Рябенков. – Одеса, 2009. – 21 с.
4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. ”Концепции развития технологии машиностроения” – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с.
5. Тепловые и механические процессы при резании металлов: учеб. пособие / Ф.В. Новиков, А.А. Якимов, Г.В. Новиков, С.Г. Зимин, В.А. Вайсман. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179 с.

Анотація

Теоретичне визначення температури при механічній обробці з урахуванням періодичного переривання процесу

Теоретично визначені оптимальні умови шліфування за критерієм найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження по температурі шліфування

Abstract

Theoretical definition of temperature at machining considering the periodic interruption of

Theoretically, the optimal conditions for the grinding of the basic criteria of the smallest processing time subject to the limitation of temperature grinding

РАЗРАБОТКА ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СИСТЕМЫ ДЛЯ ДИАГНОСТИРОВАНИЯ ДЕФЕКТОВ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Деревянченко А.Г., докт. техн. наук, Бабилунга О.Ю., канд. техн. наук,
Соценко А.О., магистр, Фомина О.В., аспирант
(Одесский национальный политехнический университет)

Изложены результаты разработок подсистем интеллектуальной системы диагностирования дефектов контактных поверхностей резов, периодический контроль состояния которых производится системой технического зрения. Проведено компьютерное моделирование ее подсистем. Подсистема для распознавания текстур обеспечивает создание матриц текстур изображений дефектов и формирование соответствующих векторов информативных признаков. Подсистема диагностирования макродефектов выполнена с использованием нечеткого нейросетевого классификатора

Введение и постановка задачи. Интегрированные производства, производственные системы уровня CIM (computer integrated manufacturing), соответствующие методы и технологии находят все более широкое применение в современном машиностроении [1]. Рост требований к производительности и качеству обработки высокоточных деталей обуславливают необходимость применения дорогостоящих режущих инструментов (РИ). Их отказы (в условиях отсутствия диагностических систем) приводят к появлению брака, длительным простоям гибких производственных модулей и большим дополнительным расходам. Постепенные и внезапные отказы РИ связаны с появлением, развитием и накоплением дефектов на контактных поверхностях и в режущей части. Поэтому очевидна необходимость создания автоматических систем диагностирования дефектов и прогнозирования остаточного ресурса РИ на основе широкого использования новых информационных технологий и средств искусственного интеллекта (ИИ).

Научно-техническая литература, посвященная вопросам создания и использования ИИ, весьма обширна. Искусственный интеллект представляет одну из новейших областей современной науки [2]. Его определяют как науку, обеспечивающую создание систем, реализующих интеллектуальные функции и используемых для управления сложными техническими объектами, в робототехнике и других направлениях. В работе [3] ИИ называют областью компьютерных технологий, занимающейся автоматизацией разумного поведения на основе использования структур данных, представления знаний и создания алгоритмов их применения. Систему считают интеллектуальной [4], если она способна целеустремленно изменять не только параметры, но и способ своего функционирования (зависящий и от предыдущих состояний системы). В качестве одной из важных задач ИИ называют задачу автоматической классификации – диагностирования, распознавания классов состояний объектов. К числу широко используемых технических средств ИИ относят системы технического

зрения, к числу информационных технологий и методов обработки данных ИИ причисляют нейронные сети, методы нечеткой логики и др.

Целью работы является изложение некоторых результатов выполняемых в ОНПУ разработок интеллектуальной системы диагностирования ряда дефектов контактных поверхностей РИ (резцов) на основе использования СТЗ и нечеткого нейросетевого классификатора.

Результаты исследований. Разрабатываемая интеллектуальная система (ИС) предназначена в первую очередь для идентификация одной из вероятных моделей отказа режущей части уже в начальный период эксплуатации РИ. Это обеспечивает возможность прогнозирования остаточного ресурса инструмента. Вид модели отказа обусловлен доминирующим дефектом (дефектами) режущей части, характер которых определяется конкретными условиями обработки, марками инструментального и обрабатываемого материалов, режимами резания, механизмами изнашивания.

Для повышения качества распознавания дефектов оно выполняется многоуровневым. На первом уровне распознаются классы контуров макродефектов, на одном из последующих – распознается класс микродефектов, следы которых на контактных поверхностях характерны определенными текстурами. Цифровые изображения дефектов и микродефектов задних поверхностей резцов и их фрагменты, регистрируемые с использованием СТЗ, показаны на рис. 1.

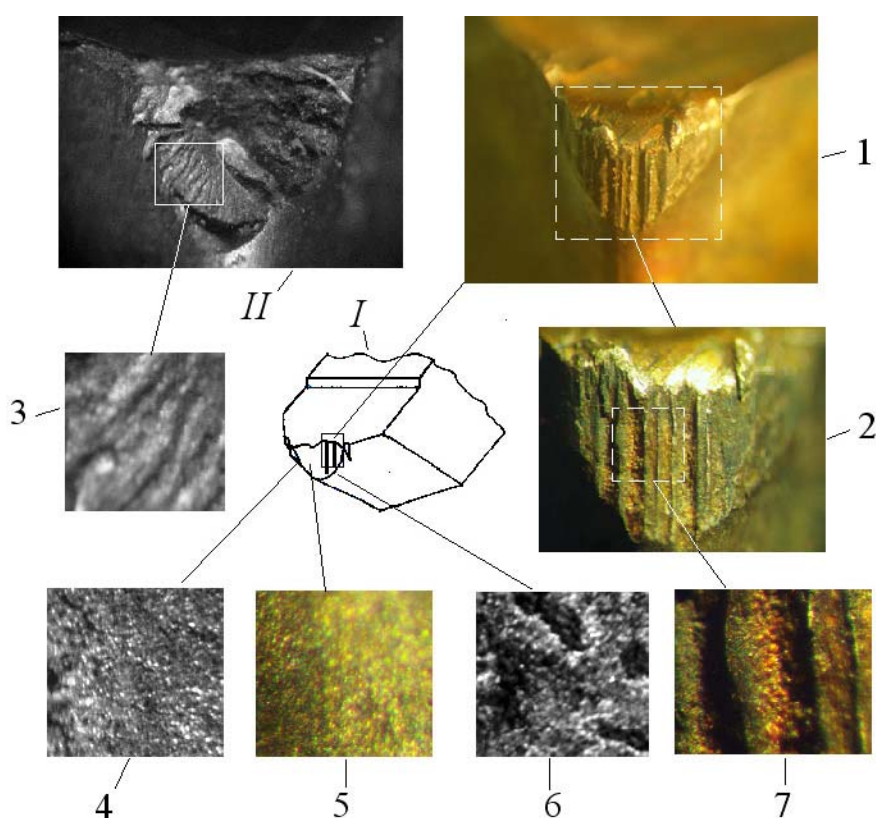


Рис. 1. Цифровые изображения дефектных зон и дефектов задней поверхности режущей части резцов в состояниях износа (I) и разрушения (II) .

Условная зона износа задней поверхности режущей части РИ (I) представлена на рис. 1 схематически. Одно из ее состояний – появление следов концентрированного износа (КИ) – показано последовательностью изображений

(1, 2, 7) с нарастающим увеличением. Фрагментами 3 – 7 представлены следующие текстуры: 3 – поверхность скола; 4 – поверхность равномерного износа; 5 – поверхность покрытия на РИ в исходном состоянии; 6 – поверхность покрытия со следами разрушения; 7 – следы концентрированного износа.

При разработке подсистемы ИС для распознавания текстур зон дефектов были сформированы обучающие выборки изображений четырех классов: 1) равномерный износ; 2) износ со следами нарушения целостности покрытия на поверхностях РЧ; 3) следы концентрированного износа; 4) скол РЧ.

Создание описания текстур относится к основным задачам, решаемым при проведении сегментации и распознавания изображений в ИС. Для описания текстур обычно используют следующие подходы [5]: структурный, спектральный и статистический. При обработке реальных изображений, состоящих из сложной совокупности текстур, не всегда возможно априорно подобрать структурные элементы и вычислить текстурные признаки. Как правило, изображения реальных текстур контактных поверхностей РИ не имеют четко определенных частотных характеристик, по которым можно было бы построить их описание в спектральном пространстве (для дальнейшего распознавания классов текстур). Поэтому для описания текстур зон дефектов РИ принят статистический подход, позволяющий учесть случайный характер распределения интенсивности изображения. Необходимы оценки не только распределения интенсивности, но и местонахождение точек с равными или близкими ее значениями. Для этого целесообразно использование матрицы смежности, представляющей пространственное распределение интенсивности на изображении [6]. Она позволяет охарактеризовать пространственные зависимости внутри совокупности значений интенсивности изображения. Для решения задачи распознавания классов текстур РИ используются не сами матрицы, а признаки, вычисленные по ним [7].

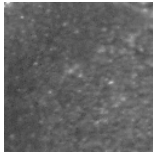
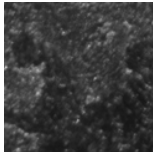
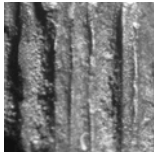
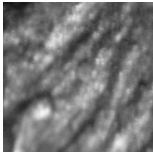

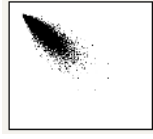
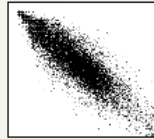
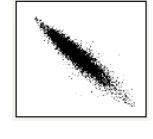

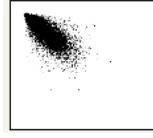
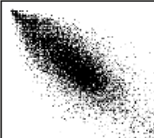

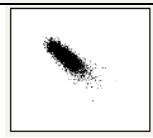
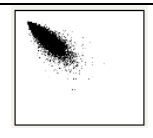
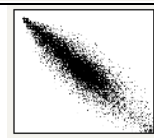
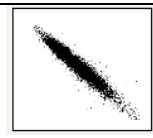

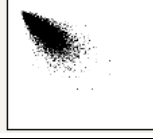
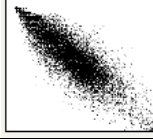
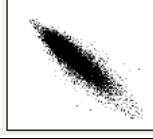
При формировании матрицы смежности (МС) (рис. 2) необходим оператор позиционирования $D: \{\theta, d\}$, где θ определяет позицию пикселя с заданной интенсивностью относительно текущего, а d – расстояние между пикселями i и j изображения. МС представляет собой матрицу A размером $N \times N$, состоящую из элементов a_{ij} . Каждый из элементов МС показывает, сколько раз элемент изображения с интенсивностью f_i встречается с элементом интенсивности f_j на позиции, определенной оператором D (где $1 \leq i, j \leq N$). Порядок матрицы A определяется количеством различных градаций интенсивности во входном изображении. Примем, что $\square r$ – число пар элементов изображения РЧ, которые удовлетворяют требованиям оператора D . Если построить матрицу смежности интенсивности (МСИ) P путем деления всех элементов A на r , то p_{ij} будет оценкой вероятности следующего события: пара точек изображения со взаимным расположением согласно правилу D имеет значения (f_i, f_j) . Поскольку МСИ зависит от D , присутствующие в изображении зон режущей части участки с заданной текстурой можно обнаружить, выбирая соответствующий оператор позиционирования. С учетом изложенного для каждого класса текстур режущей части построены МСИ. Некоторые из них представлены в табл. 1.



Рис. 2. Структура подсистемы ИС для распознавания текстур зон дефектов цифровых изображений режущей части.

Таблица 1

Матрицы смежности для различных класса текстур поверхностей режущей части (различных состояний РИ)

Параметры оператора D, используемые при построении МСИ	Класс текстур дефектов для различных состояний РИ и их изображения			
	1	2	3	4
				
	МСИ изображений текстур для различных состояний РИ			
$d = 1, \theta = 0^\circ$				
$d = 1, \theta = 45^\circ$				
$d = 1, \theta = 90^\circ$				
$d = 1, \theta = 135^\circ$				

С использованием материалов работы [7] определен набор основных признаков, вычисляемых по МСИ и используемых для описания классов текстур (классов состояний РИ). распознавания изображений заданных видов текстур выбрано пространство трех признаков – второй угловой момент; контраст; обратный момент разности. Установлено, что распределение значений признаков в этой комбинации соответствует гипотезе компактности и является рациональным, поскольку обеспечивает наибольший процент правильного распознавания.

В ходе исследований разработанной подсистемы ИС для распознавания текстур были созданы две выборки фрагментов изображений текстур - обучающая и контрольная (по 20 изображений каждого класса). При построении классификатора текстур зон износа и разрушений РИ изображения обрабатывали, и для каждого состояния РИ определялся вектора признаков по соответствующей МСИ, построенной со следующими параметрами оператора позиционирования $D: \{\theta, d\}$: $d=(1, 2, 3, 4, 5, 6)$ и $\theta=(0^0, 45^0, 90^0, 135^0)$. Анализ результатов показал, что наибольший процент правильного распознавания (ППР) на контрольной выборке составляет 95 - 98%. и достигается при условии: $d = 3$.

Как отмечалось выше, концепцией создания ИС является многоуровневое диагностирование дефектов РИ различного класса. Перейдем к рассмотрению ряда результатов разработки подсистемы ИС для диагностирования макродефектов.

В работе [8] приведены результаты разработки классификатора макродефектов режущей части, основанного на применении комбинированного метода построения решающего правила статистической классификации для распознавания состояний РИ и адаптивного метода обучения. Исследования метода показали, что в условиях ограниченного объема статистической информации о состояниях РИ степень нечеткости их классификации достаточно велика. Поэтому возникла необходимость разработки подсистемы ИС для диагностирования макродефектов РИ в виде нечеткого нейросетевого классификатора, на вход которого подается вектор признаков, формируемых СТЗ по изображениям макроконтуров зон износа или поломок РИ. Для обучения нейронной сети (НС) с учетом особенностей решаемой задачи целесообразно использование алгоритма обратного распространения ошибки распознавания [9]. Для формирования сети выбран набор средств NEURAL NETWORKS TOOLBOX в системе MATLAB.

На стадии обучения сети эксперту необходимо сформировать обучающую выборку $U_{\Sigma\Omega}^L$, включающую наборы векторов по каждому классу макродефектов РИ $(\Omega_I^L, \Omega_{II}^L, \dots, \Omega_N^L)$, где N – число классов состояний РИ. В состав $U_{\Sigma\Omega}^L$ входят информативные признаки макроконтуров макродефектов РИ.

Классификатор работает по трехуровневому алгоритму. На первом уровне эксперт подает на вход сети обучающую выборка $U_{\Sigma\Omega}^L$. На выходе сети формируются результат классификации - номер класса (y) по каждому состоянию (вектору признаков). В обобщенной форме:

$$y_{\Sigma}^L = \left[\left(y_{\Omega_I^L}^1, y_{\Omega_I^L}^2, \dots, y_{\Omega_I^L}^i, \dots, y_{\Omega_I^L}^k \right), \dots, \left(y_{\Omega_N^L}^1, y_{\Omega_N^L}^2, \dots, y_{\Omega_N^L}^i, \dots, y_{\Omega_N^L}^k \right) \right].$$

Определяется процент правильного распознавания, значения ошибок первого и второго рода. Если заданное качество не получено, выполняется поиск векторов состояний, неверно классифицированных. Затем начальная обучающая выборка переформируется с добавлением нового признака – степени нечеткости классификации ($x_{(n+1)}^L$), т.е. создается новая обучающая выборка $\tilde{U}_{\Sigma\Omega}^L$:

$$\tilde{U}_{\Sigma\Omega}^L = x_{\Sigma}^L = \left[\left(x_{11}^L, \dots, x_{1j}^L, \dots, x_{1n}^L, x_{1(n+1)}^L \right), \dots, \left(x_{k1}^L, \dots, x_{kj}^L, \dots, x_{kn}^L, x_{k(n+1)}^L \right) \right].$$

Далее повторяется процесс обучения сети (реализуется второй уровень гибридного алгоритма). После получения требуемого качества выполняется запись результатов в соответствующую базу данных.

На рис. 3 показаны результаты реализации первых двух уровней комбинированного трехуровневого алгоритма статистического распознавания макродефектов РИ. Здесь отображены четкие и нечеткие решения, полученные при распознавании. Приняты следующие обозначения: I – зона четкой классификации макродефектов РИ класса 1; II – зона четкой классификации макродефектов РИ класса 2, V – решающее правило, полученное в результате реализации первого уровня алгоритма (первая, приближенная картина распознавания). Оно является стартовым для реализации второго уровня алгоритма.

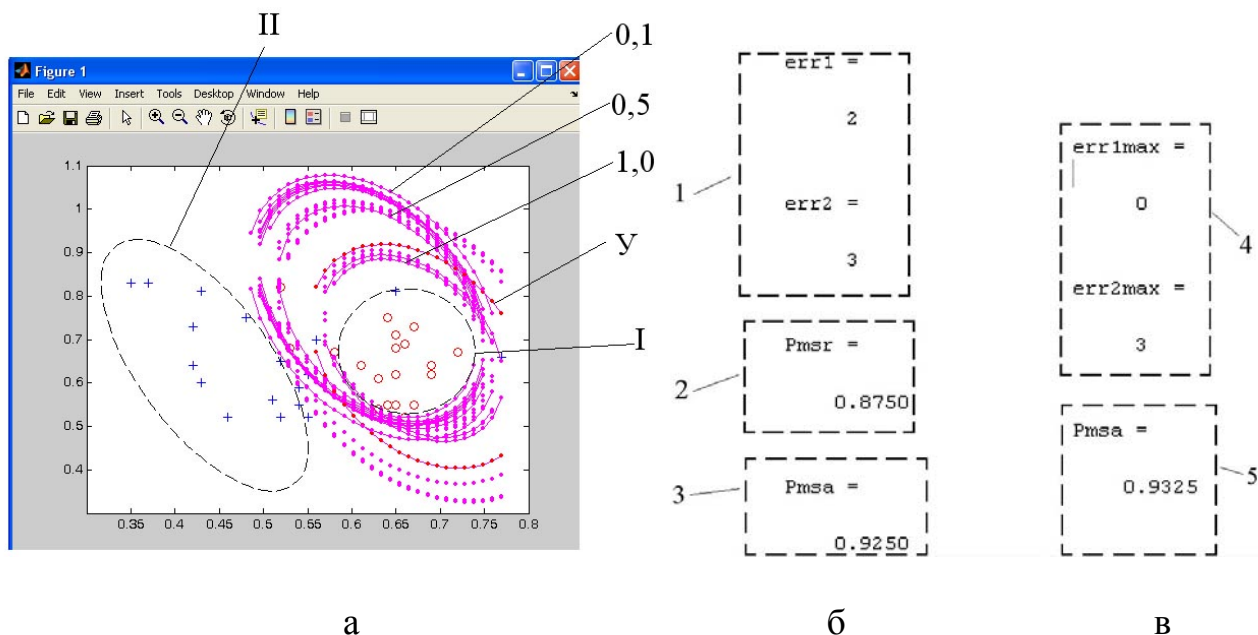


Рис. 3. Графическое представление влияния степени нечеткости классификации макродефектов РИ на положение и форму решающего правила (а) и показатели качества при реализации трехуровневого алгоритма распознавания без оценки (б) и с оценкой степени нечеткости признаков (в).

В пространстве между зонами I и II находятся нечетко распознанные вектора состояний РЧ. Границы степени нечеткости определяют соответствующие линии - эквипотенциалы, характерные постоянным уровнем нечеткости. Из десяти эквипотенциалов уровней нечеткости на рисунке обозначены уровни 0,1 и 0,5.

На рис. 3,б приведены результаты распознавания с использованием первых двух ветвей алгоритма (нечеткость игнорируется). При обучении системы

по методу статистических решений (МСР) [10, 11] качество правильного распознавания составило 87% (рис. 3,б, зоны 1, 2). Результаты МСР являются основой для реализации второго уровня алгоритма – с использованием метода стохастической аппроксимации – МСА [10, 11]. Как и на первом уровне алгоритма, указания о степени нечеткости отдельных векторов состояний РЧ РИ отсутствуют. После реализации второго уровня алгоритма качество правильного распознавания составило 92,5%. Для повышения качества запускается третий уровень алгоритма. При его реализации вектор признаков макродефекта РИ пополняется новым признаком – степенью нечеткости состояний РИ, которая получена в результате обработки результатов распознавания второго уровня. В результате реализации третьего этапа качество правильного распознавания составило 93,5%. Данный результат является предварительным ввиду небольшого объема обучающих выборок – состояний РИ.

Выводы. Разработана концепция интеллектуальной системы для диагностирования дефектов РИ. Проведено компьютерное моделирование ее подсистем. Подсистема ИС для распознавания текстур обеспечивает создание матриц текстур изображений дефектов и формирование соответствующих векторов информативных признаков (второго углового момента; контраста; обратного момента разницы). При этом достигается процент правильного распознавания ряда классов дефектов РИ на уровне 95 - 98%.

Разработан нечеткий нейросетевой классификатор макродефектов РИ и трехуровневый гибридный алгоритм его реализации. Он обеспечивает распознавание состояний РИ в условиях ограниченного объема статистической информации на уровне 92 – 94%.

Полученные результаты являются предварительными, но по мнению авторов, свидетельствуют о перспективности использования изложенной концепции создания ИС и ее подсистем для диагностирования макродефектов и дефектов РИ.

Список литературы:

1. Mamalis A.G. Modern aspects of advanced manufacturing / Сучасні технології у машинобудуванні. Зб. наук. стат. Том 2. – Х.: НТУ "ХП", 2006. – С. 58-73.
2. Рассел С., Норвиг П. Искусственный интеллект: современный подход. – М.: Издательский дом "Вильямс", 2006. – 1408 с.
3. Люгер Д. Искусственный интеллект: стратегии и методы решения сложных проблем. – М.: Издательский дом "Вильямс", 2003. – 864 с.
4. Смолин Д.В. Введение в искусственный интеллект. – М.: ФИЗМАТЛИТГИЗ, 2004. – 208 с.
5. Pratt W.K. Digital image processing / W.K. Pratt. – USA: John Wiley & Sons, 2001. – 750 p.
6. Haralick R.M. Statistical and Structural Approaches to Texture / R.M. Haralick // Proceeding of the IEEE. – 1979. – Vol. 67. – P. 786-804.
7. Gotlieb C. Texture descriptors based on Co-occurrence Matrices / C. Gotlieb, H. Kreyzig // Comput. Vision Graphics Image Processing – 1990. – V. 51. – №1. – P. 70.

8. Деревянченко А.Г. Методы и средства построения классификатора состояний режущих инструментов / А.Г. Деревянченко, В.Д. Павленко, А.А. Фомин, Л.В. Бовнегра, С.В. Павленко // Современные технологии в машиностроении: К юбилею Ф.Я. Якубова. Сб. научн. стат. – Х.: НТУ “ХПИ”, 2007. – С. 46-55.
9. Уоссерман Ф. Нейрокомпьютерная техника. – М.: Мир, 1992. – 184 с.
10. Вапник В.Н., Червоненкис А.Я. Теория распознавания образов (статистические проблемы обучения). – М.: Наука, 1974. – 415 с.
11. Айвазян С.А. Прикладная статистика. Классификация и снижение размерностей / С.А. Айвазян, В.М. Бухштабер, И.С. Енюков, Л.Д. Мешалкин – М.: Финансы и статистика, 1989. – 607 с.

Анотація

Розробка інтелектуальної системи для діагностування дефектів ріжучих інструментів

Викладені результати розробок підсистем інтелектуальної системи діагностування дефектів контактних поверхонь різців, періодичний контроль стану яких проводиться системою технічного зору. Проведено комп'ютерне моделювання її підсистем. Підсистема для розпізнавання текстур забезпечує створення матриць текстур зображень дефектів і формування відповідних векторів інформативних ознак. Підсистема діагностування макродефектів виконана з використанням нечіткого нейросетевого класифікатора.

Abstract

Development of intelligent system to diagnose defects of cutting tools

The results of development of the subsystems of intelligent system of diagnosing defects in the contact surfaces of incisors, periodic monitoring of the state which is vision system. Pro-manuf computer simulation of its subsystems. Subsystem for pattern recognition, Bani texture provides a matrix texture image defects and the formation of the corresponding vectors of informative features. Subsystem topic macrodefects diagnosis is made using fuzzy neural network classifier.

УПРАВЛЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТЬЮ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА, ОСНАЩЕННОГО ПСТМ НА ОСНОВЕ КНБ

Клименко С.А., докт. техн. наук, проф.,
Копейкина М.Ю., канд. техн. наук, Манохин А.С., канд. техн. наук
(Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины)

Представлены результаты исследований повышения работоспособности инструментов, оснащенных ПКНБ, за счет управления химическим взаимодействием инструментального и обрабатываемого материалов в зоне резания

Введение. Режущие инструменты, оснащенные поликристаллическими сверхтвердыми материалами (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (КНБ) (ПКНБ), являются наиболее эффективным при обработке закаленных сталей, труднообрабатываемых чугунов, напыленных и наплавленных защитных покрытий высокой твердости, процесс резания которых характеризуется высокими термобарическими условиями: контактные давления достигают значений до 3-5 ГПа при температурах превышающих 1100 °С, что обуславливает интенсивный износ инструмента [1].

Перспективным направлением исследований, направленных на повышение работоспособности лезвийного инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, является развитие представлений об их изнашивании, учитывающих особенности контактного взаимодействия в зоне резания. Так по данным [2], взаимодействие связки в составе ПКНБ с обрабатываемым материалом оказывает более значимое влияние на стойкость резцов, чем на механические свойства композита. Имеются данные о диффузионной природе изнашивания и растворении поликристаллов КНБ в условиях высоких температур [3]. Выполненные авторами [1, 4] исследования показали, что в зоне резания имеет место химическое взаимодействие инструментального материала с обрабатываемым и элементами окружающей среды, реализуется механизм контактно-реактивного плавления. Результаты исследований [5] также подтверждают представления о значительной роли физико-химических процессов в изнашивании инструментов с ПКНБ.

Целью настоящей работы являлось исследование эффективных путей повышения работоспособности инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, за счет управления химическим взаимодействием инструментального материала с обрабатываемым и элементами окружающей среды в зоне резания.

Методика исследований. В качестве обрабатываемых материалов использовались закаленные стали, отбеленный чугун, никелевые литейные и напыленный сплавы, наплавленная нержавеющей сталь. Применялись проходные резцы CRDPR25×25 с механическим креплением режущих пластин RNMN 070300T, 120300T из ПКНБ борсинит (композит cBN-Si₃N₄).

Покрытие (рис. 1) на режущие пластины наносилось на установке ННВ 6.6.N4 методом вакуумно-дугового осаждения.

Дифференциальный термический анализ модельного химического взаимодействия в зоне резания выполнен в установке ВДТА в атмосфере аргона при температуре до 1450 ± 50 °С. Исследовался так же продукт взаимодействия, полученный в аппарате высокого давления при условиях $P = 3,0\text{--}3,5$ ГПа, $\Theta = 1050 \pm 50$ °С. Структура и фазовый состав образцов исследовались методами металлографического, рентгеновского микрорентгеноспектрального анализов.

При создании расчетных моделей для анализа напряженного состояния режущего инструмента с покрытием и без покрытия использовали программный комплекс MSC.visual NASTRAN for Windows.

Результаты исследований. Выполненные ранее в ИСМ НАН Украины исследования показали, что на интенсивность изнашивания инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, влияет химическое взаимодействие инструментального материала с обрабатываемым и элементами среды в зоне резания.

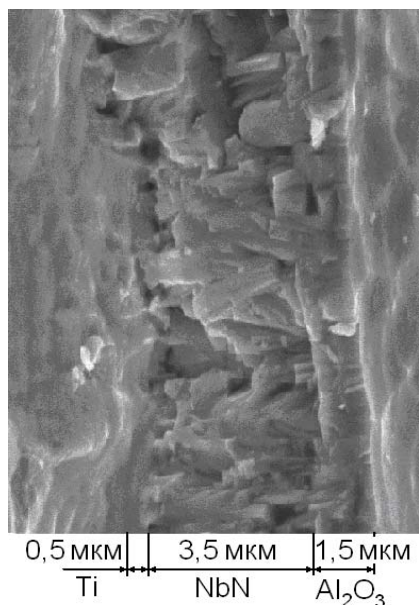


Рис. 1. Излом пластины с покрытием

Взаимодействие протекает с образованием боридов металлов, входящих в состав обрабатываемого материала, и выделением азота. Учитывая это, предлагается управлять химическим взаимодействием инструментального и обрабатываемого материалов за счет предварительного введения в зону резания азота, что сдвигает в более высокотемпературную область реакцию с образованием боридов Fe и Ni и выделением азота (в соответствии с правилом Ле-Шателье). Результаты термодинамического анализа подтверждают увеличение температуры образования указанных боридов на $150\text{--}300$ °С при наличии в системе азота с повышенным парциальным давлением до 100 Па (рис. 2). Кроме выполнения функции ингибитора, азот в зоне резания снижает

интенсивность окисления инструментального материала.

Указанное изменяет механизм изнашивания инструмента, уменьшая его интенсивность, в особенности в условиях высокоскоростной обработки.

Учитывая отмеченное, для повышения работоспособности режущего инструмента с ПСТМ на основе КНБ предлагается вводить в состав композита или защитного покрытия на инструменте составляющие, которые под действием термобарических условий процесса обработки обеспечивают формирование в зоне резания среды с повышенным парциальным давлением азота. Взаимодействие этих составляющих с элементами обрабатываемого материала с выделением азота должно происходить при температурах более низких, чем температуры, характерные для взаимодействия с элементами обрабатываемого материала основы инструментального композита – КНБ. Анализ физико-механических и химических свойств ряда нитридов позволяет предложить в качестве таких составляющих нитриды кремния (Si) и ниобия (Nb). Нитрид кремния предлагается, как составляющая в ПКНБ, а нитрид ниобия – в защитное покрытие.

Для определения возможности взаимодействия металлов с Si_3N_4 выполнены модельные (без давления) эксперименты при нагреве в печи. В системе металлов (Fe + Ni + Cr) с нитридом кремния при твердофазных реакциях происходит образование двойных и тройных силицидов металлов с выделением азота N_2 начиная от 1080°C , что ниже чем для взаимодействия металлов с КНБ (1380°C), контактное плавление начинается в области температуры 1400°C , что выше чем для взаимодействия металлов с КНБ (1177°C).

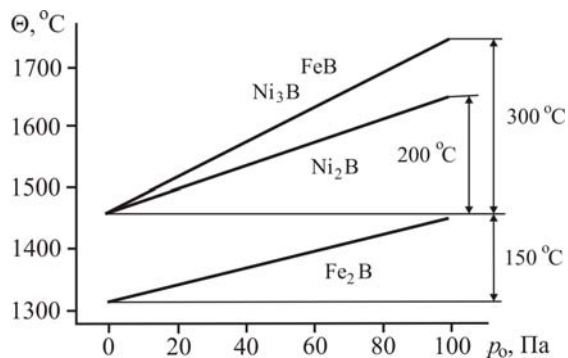


Рис. 2. Термодинамическая оценка влияние давления азота на изменение температуры образования боридов Fe и Ni

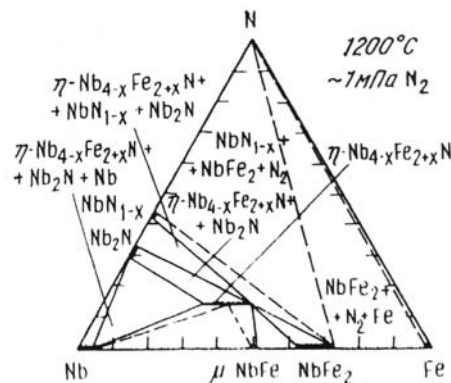


Рис. 3. Диаграмма состояния системы Nb-Fe-N

Анализ диаграмм состояния систем Nb-Ме-N (рис. 3) и результатов модельных исследований свидетельствует, что при взаимодействии Nb с Fe и Ni проходят химические реакции с образованием соединений типа NbMe_x (NbFe_2 , NbNi_3) и выделением азота N_2 при температурах ниже, чем для аналогичной реакции с КНБ (1100°C и 1380°C соответственно). Контактное плавление в системе начинается в области температуры 1440°C .

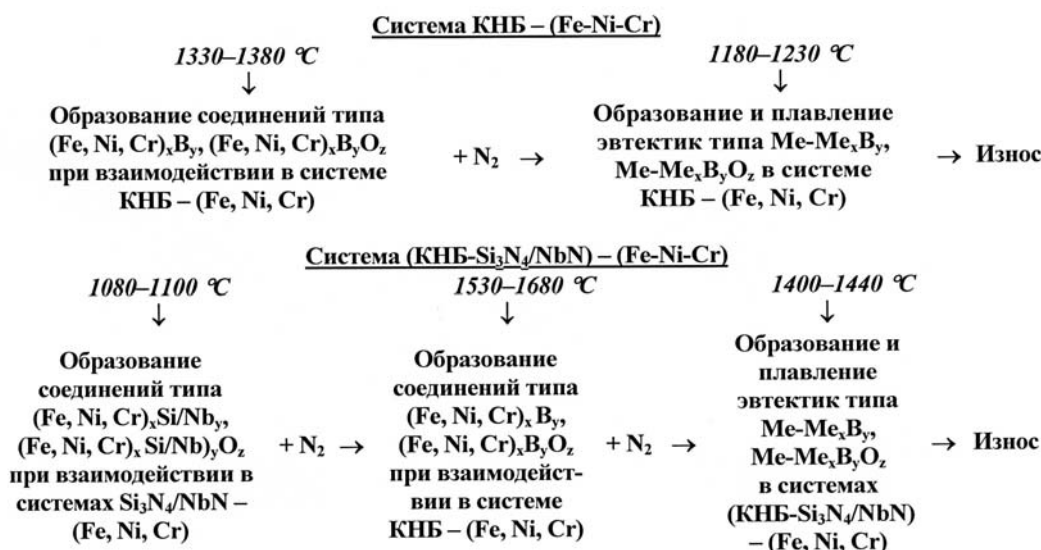


Рис. 4. Модельная схема влияния химического взаимодействия в зоне резания на износ инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ

С учетом полученных данных, предложена модельная схема влияния химического взаимодействия в зоне резания на износ инструмента, оснащенного

ПСТМ, полученным в системах КНБ, КНБ-Si₃N₄, КНБ-Si₃N₄ с покрытием Al₂O₃-NbN-Ti, при точении сплавов, содержащих Fe, Ni и Cr (рис. 4).

Изнашивание инструмента имеет интегральный характер, который охватывает механические, адгезионные, химические и др. явления на контактных поверхностях инструмента. При этом, для изнашивания инструмента с ПСТМ на основе КНБ, повышение температур образования в зоне резания боридов (оксиборидов) металлов, которое реализуется за счет введения в систему нитридов Si₃N₄ и NbN, и формирования на основе боридов (оксиборидов) легкоплавких эвтектик и их контактное плавление имеет принципиальное значение, обеспечивая повышение износостойкости инструмента.

Для обоснования приведенных предложений и подтверждения результатов модельных экспериментов была изготовленная партия режущих пластин из ПКНБ борсинит с содержанием Si₃N₄ до 10 %. На части режущих пластин вакуумно-плазменным напылением формировалось покрытие Al₂O₃-NbN-Ti.

Анализ результатов численного моделирования напряженного состояния режущих инструментов с ПКНБ без покрытий и с покрытием Al₂O₃-NbN-Ti, которое обусловлено силовой нагрузкой в процессе точения закаленной стали ШХ15 (60–62 HRC), показывает, что: – в связи с изменением размера контактных поверхностей инструмента и изменением условий контактного взаимодействия напряжения перераспределяются; – нанесение защитного покрытия снижает нормальные и касательные напряжения на передней поверхности инструмента до 25–30 %. Со стороны задней поверхности инструмента с покрытием нормальные напряжения снижаются на 10–13 %.

В отличие от инструмента без покрытия, для которого характерным является изменение механизма изнашивания с интенсификацией при высоких скоростях (высоких температурах) химического взаимодействия с обрабатываемым материалом и элементами окружающей среды, и, как следствие, реализация на фрагментах контактных поверхностях участков с жидким трением, для инструмента с покрытием изменение скорости резания в исследованном диапазоне не приводит к изменению механизма изнашивания инструмента.

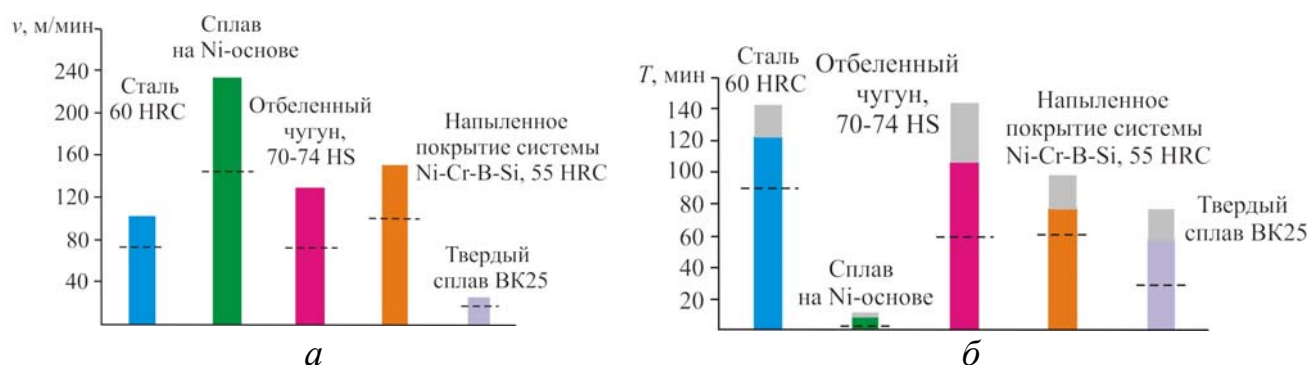


Рис. 5. Повышение (над чертой) скорости резания (а) и стойкости инструмента (б) за счет применения композита cBN-Si₃N₄. ■ – для инструмента с покрытием

Выводы. Как показали исследования, применение в инструменте ПКНБ борсинит и защитного покрытия на основе NbN способствует повышению ра-

ботоспособности режущих инструментов при обработке труднообрабатываемых сталей и сплавов (рис. 5), за счет уменьшения интенсивности их изнашивания. Так, например, резание никелевых сплавов типа ВС и ВЖЛ выполняется со скоростью при обработке без охлаждения – 3,16–3,33 м/с; при обработке с охлаждением – 3,66–4,66 м/с. При этом стойкость режущего инструмента составляет 10 мин. В аналогичных условиях инструмент, оснащенный ПКНБ со связкой на основе соединений алюминия (твердость ПСТМ одинакова), работает со скоростями резания до 2,0–2,63 м/с.

На основе полученных результатов исследований разработаны практические рекомендации по повышению производительности и стойкости лезвийного инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, при точении труднообрабатываемых сталей и сплавов. Результаты исследований внедрены на ряде промышленных предприятий Украины, России, Белоруссии.

Список литературы

1. Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С. А. Клименко. – К.: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2006. – 316 с.
2. Davies M.A., Chou Y, Evans C.J. On chip morphology, tool wear and cutting mechanics in finish hard turning // Ann. CIRP. – 2001. – 45 (1). – P. 77–82.
3. Bhaumik S.K., Divakar C., Singh A.K. Machining Ti-6Al-4V alloy with a WBN-CBN composite tool // Mater Des. – 2004. – 16(4). – P. 221–226.
4. Klimenko S.A., Mukovoz Yu.A., Polonsky L.G. Cutting tools of superhard materials // Advanced Ceramic Tools for Machining Application – II / X.S. Li, I.M. Low (Eds.). – Key Eng. Mat., Trans. Tech. Publ., Switzerland, 1996. – P. 1–66.
5. Контактное химическое взаимодействие в системах, содержащих BN, Si₃N₄, Ni, Cr, Fe / О.Г. Кулик, С.А. Клименко, М.Ю. Копейкина и др. // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверхні деталей машин: Зб. наук. праць. – К.: ІНМ НАН України, 2003. – С. 115–127.

Анотація

Керування працездатністю різального інструменту, оснащеного ПСТМ на основі КНБ

Наведено результати досліджень з підвищення працездатності різальних інструментів, оснащених ПКНБ, за рахунок керування хімічною взаємодією інструментального і оброблюваного матеріалів в зоні різання.

Abstract

Will operate the cutting tool, framed on the basis of PSTM CBN

Results of researches on increase of working capacity of the cutting tools equipped PCBN, at the expense of management of chemical interaction of tool and processed materials in a cutting zone are presented.

ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ШЛИЦЕВЫХ ВАЛОВ РОЗРАБОТКОЙ ОПТИМАЛЬНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ИХ ВОССТАНОВЛЕНИЯ

Гончаренко А.А., канд. техн. наук, Гончаренко Е.А., инженер
(Харьковский национальный технический университет сельского
хозяйства имени П. Василенко)

Разработана схема, которая позволяет оптимизировать технологию восстановления шлицевых валов при их разработках на специализированном предприятии. Соответственно ей проведено анализ существующих технологий, произведен контроль образцов постановленных деталей по нескольким технологиям

Актуальность. Диаграммы на рис. 1, рекомендуемые ГОСТ 15467-79, и с учетом системами менеджмента качества ИСО: 9000:2000, позволяют выявить основные факторы, определяющие пути оптимизации технических процессов восстановления по долговечности деталей и затраты на их реализацию [1-3].

До 70% затрат на ремонт с/х техники приходится на приобретение новых запасных частей взамен предельно изношенных. Предельные износы 85% деталей не превышают 0,3 мм, причем многие из них имеют остаточный ресурс 60% и более, и только 20% деталей тракторов, поступающих в ремонт, подлежат окончательной выбраковке. Остальные можно восстановить, причем себестоимость восстановления составит не более 15...70% себестоимости изготовления.

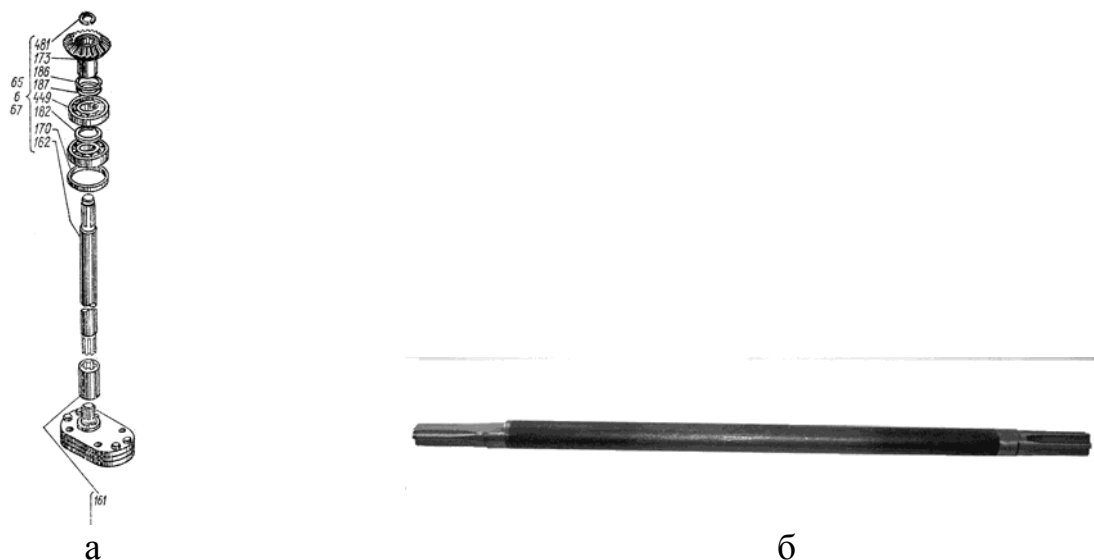


Рис. 2. Вал привода гидронасоса: а-сборочная схема насоса; б-вал восстановленный.

В экономически развитых странах на рынке запасных частей восстановленные детали преобладают, они в 1,5...2,5 раза дешевле новых, а по ресурсу, как правило, не уступают им. Это достигается, прежде всего, за счет участия в нем фирм, производящих машины, и специализированных фирм по восстанов-

лению изношенных деталей. Причины потери работоспособности восстановленных валов во многом зависят от технологии их восстановления. Технологий восстановления шлицевых валов существует несколько.

Цель работы – обоснование выбора способа восстановления изношенных поверхностей шлицевых валов, определение коэффициента ремонта и формирования маршрутов операций, разработка технологии и решение вопросов, связанных с организацией и технической подготовкой предприятий к массовому ремонту деталей на основе исследования износа деталей в целом.

Результаты исследований. В качестве примера был выбран вал привода гидронасоса раздаточной коробки трактора Т-150К (рис. 2,а,б).

Сопоставляли две технологии восстановления шлицевых валов. Сущность первой технологии заключается в том, что вал восстанавливается методом замены шлицевых его частей на новые с последующей нарезкой шлицов и упрочнением ТВЧ (рис. 3).

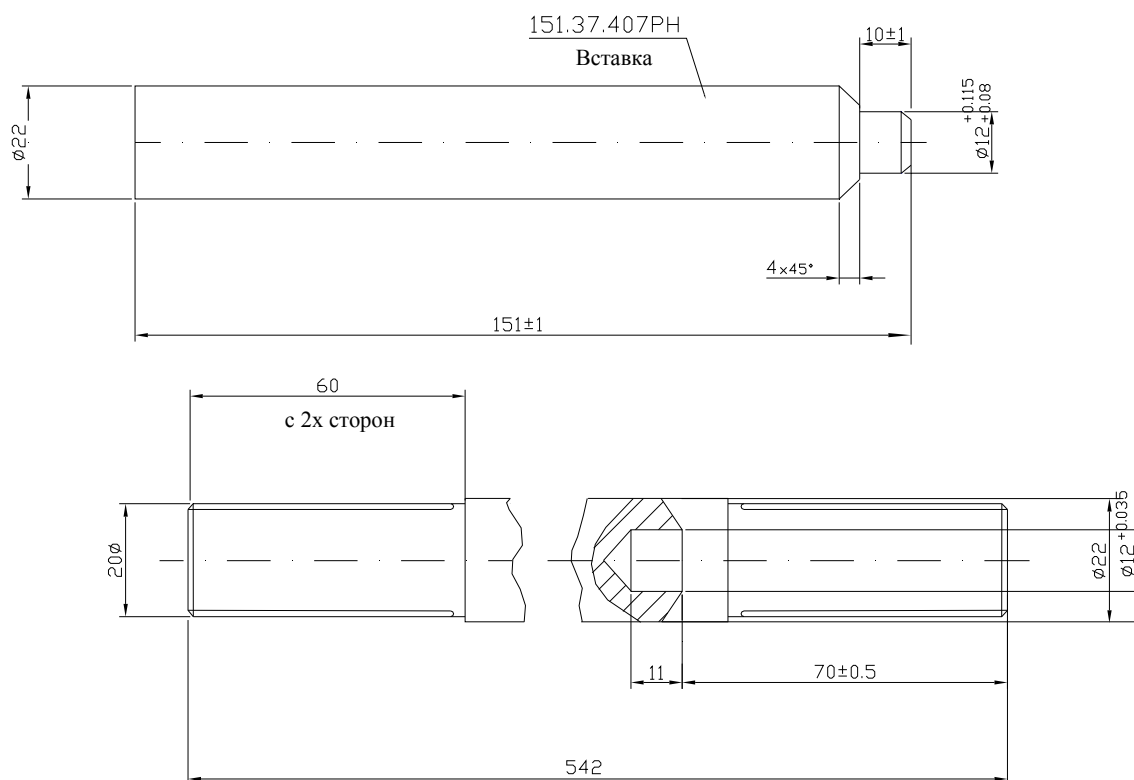


Рис. 3. Схема восстановления по первой технологии: а – вставка; б – вал со вставкой.

Вторая технология предусматривает механическую электродуговую наплавку в среде CO_2 по винтовой линии, с последующей термообработкой. Она состоит из механической обработки - шлифовка изношенных шлицевых частей вала до необходимого размера; наплавка в среде CO_2 проволокой Нп-30ХГСА, с последующей проточкой и нарезанием шлицов, твердость наплавленного материала составляет 220-300НВ (средняя 277). И термообработка: закалка при нагреве ТВЧ с температурой $T=840^\circ\text{C}$ и охлаждением в воде. Отпуск

при $T=510-560^{\circ}\text{C}$ с охлаждением на воздухе. При этом деталь имеет твердость 50-52HRC, что необходимо для данного её ресурса.

Существует также продольная заправка шлицевых пазов. В сравнении с наплавкой по спирали, она несколько уступает. Характерным недостатком её является, то, что деталь, восстановленная этой технологией, не обеспечивает требуемых физико-механических свойств после восстановления (низкая прочность сцепления). Вследствие чего, она не отрабатывает запланированный ресурс.

Для выбора оптимальной технологии восстановления валов, был проведен контроль качества образцов восстановленных по нескольким технологиям. В качестве контроля была выполнена оценка напряженного состояния детали, при этом использовался коэрцитиметр КРМ-Ц, цифровой полуавтоматический. Исследования проводили на образцах, которые подвергли износу, новых, восстановленных по технологии, предусматривающей замену шлицевых частей вала, а также технологии наплавки по винтовой линии (табл. 1, табл. 2, табл. 3). Заготовки с металлургическими дефектами не рассматривались. Из этих данных видно, что в шлицевых частях и переходных зонах вала, восстановленного по первой технологии, остаточные напряжения выше в 2 раза.

Таблица 1

Значение коэрцитивной силы в деталях, восстановленном по ранее существующей технологии (после ТВЧ и отпуска)

Часть вала, на которой проводились измерения	Величина измерения, А/см			Среднее, А/см
	2	3	4	
1				5
Шлицевая часть I	22,1	22,1	20,6	21,6
Шлицевая часть II	26,5	27,3	26,6	26,8
Тело – шлицевая часть I	16,7	17,7	19,6	18
Тело – шлицевая часть II	20,1	19,7	19,9	19,9
Тело возле шлицевой части I	9,8	10,5	10,6	10,3
Тело возле шлицевой части II	10,0	10,7	12,0	10,9
Тело вала	14,7	13,7	14,5	14,3
Примечание: *I-сопряжение вала привода с конической шестерней; *II-сопряжение вала привода с переходной втулкой насоса				

Таблица 2

Величина коэрцитивной силы в деталях, восстановленных по разработанной технологии (до закалки ТВЧ)

Часть вала, на которой проводились измерения	Величина измерения, А/см			Среднее, А/см
	2	3	4	
1				3
Шлицевая часть I	8,1	7,4	8,0	7,83
Шлицевая часть II	6,6	7,2	7,3	7,03
Тело – шлицевая часть I	7,1	6,9	7,2	7,06
Тело – шлицевая часть II	6,8	6,7	7,0	6,83
Тело вала	9,6	10,0	9,4	9,6
Примечание: *I-сопряжение вала привода с конической шестерней; *II-сопряжение вала привода с переходной втулкой насоса				

Значение коэрцитивной силы в образце, восстановленном по разработанной технологии (после ТВЧ и отпуска)

Часть вала, на которой проводились измерения	Значение измерения, А/см			Среднее, А/см
1	2			3
Шлицевая часть I	21,8	22	22	21,93
Шлицевая часть II	22,2	21,6	22,4	22,06
Тело – шлицевая часть I	9,8	10,1	9,4	9,4
Тело – шлицевая часть II	9,2	9,3	10,1	9,76
Тело вала	9,0	8,8	9,3	9,03
Примечание: *I-сопряжение вала привода с конической шестерней; *II-сопряжение вала привода с переходной втулкой насоса				

Выводы. Предложенная (вторая) технология обеспечивает минимальный уровень напряжений и требуемую твердость. Дефекты, которые возникают при эксплуатации, были изучены при анализе выборок. По требованиям на капитальный ремонт твердость восстановленных валов должна составлять не менее 50HRC. В противном случае такие валы выбраковываются.

Список литературы

1. ГОСТ 15467-79 и системы менеджмента качества ИСО: 9000:2000.
2. Гуляев А.П. Металловедение. – М.: Металлургия, 1977. – 647 с.
3. Попова Л.Е., Попов А.А. Справочник термиста. – М.: Металлургия, 1991. 503 с.
4. Приводы машин: Справочник / Под редакцией В.В. Длугого. 2-е издание переработанное и дополненное. – Л.: Машиностроение 1982. – 383 с.
5. Руководство по эксплуатации КРМ-Ц.

Анотація

Підвищення довговічності шліцевих валів розробкою оптимальної технології їх відновлення

Розроблена схема, яка дозволяє оптимізувати технологію відновлення шліцевих валів при їх розробках на спеціалізованому підприємстві. Відповідно до неї виконано аналіз існуючих технологій, контроль зразків відновлених деталей за декількома технологіями

Abstract

Durability spline shafts developed by optimum technologies of recovery

A chart which allows to optimize technology of renewal of shlitsevih billows at their developments on the specialized enterprise is developed. According to her the analysis of existent technologies is conducted, the control of standards of the decreed details on a few technologies is produced

АВТОМАТИЗАЦИЯ КОНТРОЛЯ И РЕГУЛИРОВАНИЯ НЕПРЕРЫВНОЙ ЗАГРУЗКИ ИЗМЕЛЬЧЕННОЙ ДРЕВЕСИНЫ В ОБЛАСТЬ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ

Камель Г.И., докт. техн. наук, Яковлева А.Г.,
Волков Г.П., канд. техн. наук, Ершов А.В., докт. техн. наук
(Запорожский национальный технический университет)

В данной статье приведена схема автоматизации контроля процессом варки целлюлозы на установке типа Камюр. Приведены элементы управления процессом непрерывной варки с помощью ЭВМ

Введение. Для стабильной работы транспортной системы непрерывной варки целлюлозы необходимо осуществлять автоматизацию контроля и регулирования процесса непрерывной варки целлюлозы в установках Камюр на разных стадиях эксплуатации. Полная и достоверная информация о состоянии контрольно-измерительных приборах позволяет равномерно загружать оборудование в пространстве и во времени, а знание составляющих контрольно-измерительных приборов позволяет разработать технические решения по стабилизации эксплуатационных параметров.

Анализ публикаций. В работах [1,2] приводятся рабочие параметры роторных питателей промышленного транспорта (ПТ) шведской фирмы Камюр. В этих установках автоматизация контроля и регулирования процесса непрерывной варки целлюлозы на разных стадиях эксплуатации влияет на надежность, срок службы оборудования и качество получаемой целлюлозы. Анализ литературных источников показал, что на разных предприятиях эти проблемы решаются по-разному.

Целью работы является решение следующих задач: описать схему автоматизации и управления процессом варки целлюлозы; привести перечень конкретных технологических схем контроля, которые используются в установках; привести приборы и оснастку, которая используется при автоматизации контроля и регулирования процесса варки: описать управление и регулирование процесса варки; описать управление процессом варки в варочном котле, которые обеспечивают поддержание заданных условий и необходимых температурных графиков.

Решение задачи. Установка непрерывной варки оснащена контрольно-измерительными и регулирующими приборами, позволяющими вести управление технологическим процессом варки автоматически. Для контроля варочного процесса на щите пульта управления, находящегося в варочном цехе, нанесена мнемосхема и смонтированы все основные контрольно-измерительные и регулирующие приборы, технологическая и аварийная сигнализация, ключи дистанционного управления, пусковые кнопки и амперметры электродвигателей.

Постоянство дозирования щепы регулируется частотой вращения ротора дозатора через вариатор, приводимый в движение от электродвигателя. Давле-

ние в пропарочной камере измеряется манометром. Необходимое давление в камере поддерживается с помощью регулятора, который открывает доступ в камеру свежего пара низкого давления в тех случаях, когда паров вскипания оказывается недостаточно. Уровень щелы в питательной трубе измеряется уровнемером. Положение регулирующего вентиля может переключаться с одного положения в другое с помощью автоматического или ручного управления. Объем белого щелока измеряется магнитным расходомером. Замер преобразуется в пневматическое давление 0,02-0,1 МПа и регистрируется самописцем с редукционным клапаном и переключателем для регулятора. Ручное регулирование на автоматическое и обратно переключается по специальной инструкции. Объем щелока в линии циркуляции высокого давления измеряется трубкой Вентури. На щите управления устанавливают показывающий расходомер.

Объем варочного циркулирующего щелока измеряется трубкой Вентури. На щите находится только показывающий расходомер. Объем щелока, подаваемого в варочный котел, измеряют ручным регулированием вентиля, расположенных на установке. Объем черного щелока измеряют трубкой Вентури. Поступление черного щелока регулируется находящимися на щите пульта управления измерительными приборами, редукционным клапаном с пневматическим переключателем. Управляют регулятором в соответствии с инструкцией.

Выдувным вентиляем управляют при помощи редукционного клапана, установленного на щите пульта управления. Там же расположен и прибор, показывающий положение вентиля.

Температура щелока в варочной циркуляции измеряется при помощи передатчика температуры, имеющего капиллярный датчик, заполненный ртутью. Регулятор температуры и самопишущий регистрирующий прибор расположены на щите пульта управления. Управление регулятором и переключение с ручного на автоматическое управление и обратно осуществляется в соответствии со специальной инструкцией. Прибор на щите пульта управления регистрирует замеренное значение и показывает установочное значение и положение вентиля.

Давление в варочном котле измеряется автоматическим передатчиком давления и записывается на самописце, расположенном на щите пульта управления. Установленный на щите регулятор управляет объемом подаваемого черного щелока в нижнюю часть котла. Концентрация массы в концентраторе измеряется по мощности, расходомером смесительным насосом. В качестве передатчика применяется преобразователь электрического тока, выходное напряжение его преобразуется в пневматический сигнал давления.

Управление всеми электродвигателями сосредоточено на щите пульта управления. На мнемонической схеме технологического процесса каждый электродвигатель условно обозначается двумя сигнальными лампочками: зеленый зажигается, когда двигатель в работе; красный - когда он не работает. Кроме того, электродвигатели и пускатели на мнемосхеме обозначены порядковыми номерами.

На щите пульта управления под защитным стеклом расположена кнопка аварийного останова оборудования, а также система аварийной сигнализации от винта пропарочной камеры, питателя высокого давления, винта загрузочного устройства, выдувных трубопроводов, трубопровода белого щелока, уров-

немера черного щелока, а также сигнализации уровня щепы в котле, давления в котле, давления пара высокого и низкого давления на трубопроводе и давления сжатого воздуха. При включении аварийной сигнализации подается звуковой сигнал и зажигается мигающая желтая лампочка, которая горит до ликвидации аварийного состояния. На щите пульта управления располагаются также блокировочные переключатели, предупреждающие возможность включения в работу насосов варочного цеха в неправильном порядке. Предусмотрены две самостоятельные блокировочные системы: первая для блокирования работы питателя низкого давления и дозатора щепы, вторая синхронизирует работу винта загрузочного устройства, насоса питательной циркуляции высокого давления, винта пропарочной камеры и дозатора щепы. Когда переключатели блокировочной системы находятся в положении "сблокировано", пуск электродвигателей возможен только в указанном порядке.

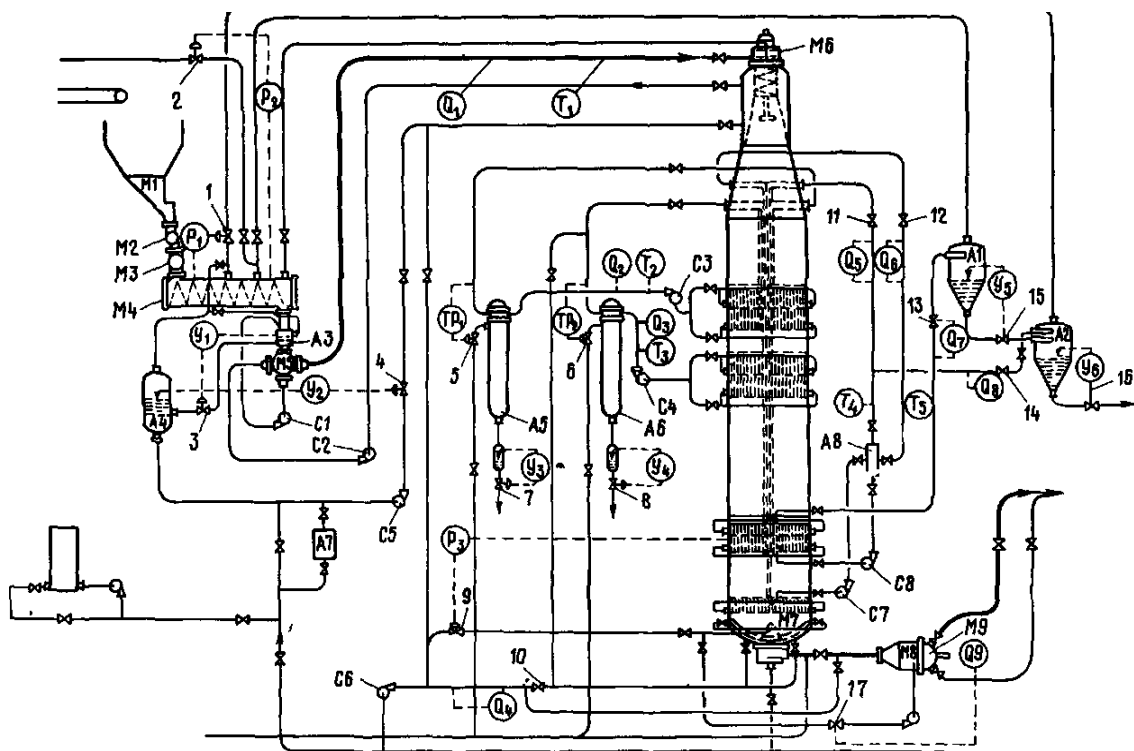


Рис. 1. Схема автоматизации контроля и управления процессом варки.

На рис. 1 показана схема расположения измерительных и регулирующих приборов в однопоточной установке непрерывной варки шведской фирмы Камюр:

- давление пара в пропарочной камере поддерживается регулятором $P1$, регулирующим выпуск парогазовой смеси из камеры воздействием на регулирующий клапан 1 , расположенный на трубопроводе для отвода парогазовой смеси, и регулятором давления, воздействующим на регулирующий клапан 2 в том случае, если давление сдувочных газов недостаточно для осуществления процесса пропарки;

- уровень варочного щелока в питательной трубе регулируется уровнемером $U1$, воздействующим на регулирующий клапан 3 ;

- температура в верхней части котла регистрируется термометром *Т1*, установленным на линии верхней питательной циркуляции, подающей в варочный аппарат смесь щелока со щепой;
- уровень щелока в резервуаре постоянного уровня поддерживается регулятором *У2*, воздействующим на регулирующий клапан *4*;
- расходомер *Q1* указывает на расход щелока в верхней питательной циркуляции, а также на состояние чистоты сит загрузочного устройства варочного котла;
- терморегуляторы *ТР1* и *ТР2* регулируют температуру варочного щелока, циркулирующего в двух зонах варки, воздействуя на регулирующие клапаны *5* и *6*;
- температура варочного щелока в соответствующей зоне варки регистрируется термометрами *Т1* и *Т3*. Объем циркулирующего щелока измеряется расходомерами *Q1* и *Q2*;
- уровень жидкости в конденсационных горшках поддерживается регуляторами уровнями *У3* и *У4* воздействующими на регулирующие клапаны *7* и *8*;
- необходимое давление в варочном котле поддерживается регулятором давления *Р3* регулирующим подачу черного щелока воздействием на регулирующий клапан *9*. Объем подаваемого в котел черного щелока регулируется расходомером *Q4*, воздействующими на регулирующий клапан *10*;
- объем циркулирующего варочного щелока в зоне диффузионной промывки регулируется расходомерами *Q5* и *Q6* воздействующими на регулирующие клапаны *11* и *12*. Температура щелока регистрируется термометрами *Т4* и *Т5*;
- объем щелока, отбираемого из варочного котла в расширительный резервуар (циклоны-испарители), регулируется расходомерами *Q7* и *Q8* воздействующими на регулирующие клапаны *13* и *14*;
- уровень щелока в расширительном резервуаре (циклонах-испарителях) поддерживается регуляторами *У5* и *У6*, воздействующими на регулирующие клапаны *15* и *16*;
- концентрация массы в концентрате регулируется объемом отбираемого черного щелока через расходомер *Q9* при воздействии на регулирующий клапан *17*. Процессом варки управляет оператор (старший варщик), который включает и выключает кнопки на щите пульта управления.

Управление процессом непрерывной варки при помощи ЭВМ. В режимах изменения производительности установки и вида вырабатываемой продукции очень сложно обеспечивать стабильность технологического процесса, минимальное снижение качественных показателей конечного продукта, особенно степени его делигнификации, а также увеличение выхода продукции, получение оптимальной крепости черного щелока, отбираемого на регенерацию химикатом, и другие параметры независимо от субъективных особенностей оператора (старшего варщика), осуществляющего контроль и регулирование варочного процесса. Сейчас широко используются автоматизированные системы управления процессом варки с применением электронно-вычислительных машин, исключающих субъективное влияние оператора (старшего варщика) на ход процесса.

Основа автоматизированного управления процессом варки – регулирование материальных и тепловых потоков на отдельных участках варочного котла, которые обеспечивают поддержание заданных начальных условий и необходимых тем-

пературных графиков. Для управления процессом варки предварительно разрабатывают модель, математически описывающую весь процесс варки. В модели учитывают факторы, оказывающие влияние на процесс варки. При постоянном качестве щепы на результат варки оказывают влияние такие переменные величины, как продолжительность и температура варки, концентрация и состав варочного щелока. Продолжительность варки в непрерывно действующих установках типа Камюр обратно пропорциональна производительности котла, поэтому на практике этим условием пользуются для получения желаемого выхода полуфабрикатов. Состав белого щелока ($\text{Na}_2\text{S} + \text{NaOH}$) определяется системой регенерации химикатов отработанного черного щелока и потерями химикатов в процессе варки, которые восполняются добавлением сульфата натрия, восстанавливаемого в Na_2S в процессе регенерации химикатов. Концентрация варочного щелока в котле определяется объемом задаваемой активной щелочи на 1 т древесины и гидромодулем.

Изменение производительности установки вручную приводит, как правило, к снижению качественных показателей полуфабриката, вырабатываемого в период наладки процесса, так как практически трудно быстро и правильно осуществить переход с одного режима на другой. Применение ЭВМ позволяет устранить эти недостатки, так как она работает по определенной программе и может осуществлять переключения с одного режима на другой без нарушения процесса варки.

Система регулирования подачи щепы в установку измеряет частоту вращения ротора дозатора и настраивает ее таким образом, чтобы была обеспечена заданная производительность установки и установленная продолжительность нахождения щепы в котле. Нагрузка на привод питателя низкого давления служит индикатором объема подаваемой в котел щепы. Другая система регулирует расход варочного щелока в зависимости от объема подаваемой щепы, поддерживая заданное соотношение активной щелочи и загруженной щепы. Эта система стабилизирует процесс варки и способствует достижению требуемой степени делигнификации при минимальном избытке щелочи.

При изменении расхода белого щелока состав варочного щелока в линии верхней питательной циркуляции изменяется медленно (постоянное время составляет около 1 ч). Для обеспечения более быстрого осуществления регулирующего воздействия разработан специальный алгоритм, по которому расход белого щелока вначале изменяется на величину, превышающую необходимую степень регулирующего воздействия, а через некоторое время приводится к новому заданному значению. С помощью системы регулирования гидромодуля управляют подачей слабого черного щелока в верхнюю часть котла, поддерживая заданное объемное соотношение щепы и щелока.

Так как температуру массы в различных зонах котла не удается измерять непосредственно, ее определяют по уравнению модели с учетом результатов косвенных измерений. Особенно важно следить за температурой содержимого варочного котла на уровне нижней варочной зоны. Степень делигнификации определяется по результатам анализа проб массы, отбираемой из выдувной линии. Значение степени делигнификации вводится затем в ЭВМ с помощью специальной фильтрующей подпрограммы, исключающей получение заведомо неправильных сигналов. Введенное значение сравнивается с заданным, и при наличии отклонения

осуществляется воздействие на систему регулирования температуры в зоне варки по принципу обратной связи с учетом транспортного запаздывания, определяемого из моделирования процесса движения массы от зоны варки к выдувной линии. С помощью этой же модели прогнозируется степень делигнификации массы в выдувной линии в промежутках между отборами проб.

Система регулирования температуры в зоне горячей диффузионной промывки служит для воздействия на расход подаваемого охлажденного щелока, устанавливая тем самым тот уровень в котле, на котором температура массы снижается до такого значения, при котором процесс варки заканчивается. Одновременно регулируется и скорость подъема промывного щелока в зоне диффузионной промывки, обеспечивающая наибольшую эффективность промывки.

Температура и скорость прохождения промывного щелока зависят от расхода отбираемого щелока. Для того чтобы управлять этими параметрами отдельно, применяют дополнительную линию циркуляции массы из выдувной линии обратно в зону охлаждения. Система управления выдувкой массы обеспечивает постоянство ее концентрации в выдувной линии. Расход в этой линии задается в зависимости от требуемой производительности установки. Оператор (старший варщик) вводит в ЭВМ значения отношения объемного расхода массы в минуту к суточной производительности установки.

Концентрация массы непосредственно в выдувной линии не измеряется, однако изменение уровня щепы в котле при постоянной скорости ее подачи может служить достаточно точным косвенным показателем изменения концентрации массы, которая учитывается в системе управления. Поддержанию постоянства концентрации массы в выдувной линии способствует регулирование расхода слабого черного щелока по отношению к расходу фильтрата, подаваемого в котел через донную решетку.

Система регулирования уровня щепы в верхней части варочного котла поддерживает постоянный уровень щепы, чтобы обеспечить стабильную скорость ее продвижения в нижнюю часть котла и, следовательно, требуемую длительность пребывания щепы в варочной зоне. Уровень щепы в котле вычисляется по нагрузке на привод винта сепаратора загрузочного устройства и показателям сигнализирующей аппаратуры. Частота вращения винта используется в качестве первичного регулируемого параметра, воздействующего на уровень концентрации массы в выдувной линии. Плавное изменение производительности установки осуществляется таким образом, чтобы в переходном режиме степень делигнификации целлюлозы не изменилась.

В соответствии с уравнениями математической модели вначале находятся и задаются изменения в зонах варки, определяющих завершение процесса варки при изменении ее продолжительности, а затем изменения в объемах подаваемой щепы, варочного щелока и других составляющих. В случае необходимости немедленного изменения производительности установки все указанные выше параметры изменяются одновременно, но в таком соотношении, чтобы отклонение степени делигнификации в переходном режиме было минимальным. Аналогичным способом осуществляется переход выработки с одного вида продукции на другой или при изменении породного состава древесины.

Выводы. 1. Современные варочные котлы оснащены контрольно-измерительными и регулировочными приборами, которые позволяют вести управление технологическими процессами варки автоматически.

2. Из схемы автоматизации контроля и управления процессом варки целлюлозы видно, что роль роторных питателей чрезвычайно велика, так как они обеспечивают автоматическую подачу в варочный котел технологической щепы.

3. Управление всеми двигателями сконцентрировано на щите пульта управления. На кинематической схеме все двигатели имеют свое обозначение в виде сигнальных лампочек и по их загоранию судят о рабочем состоянии того или иного двигателя.

4. Широко на предприятиях внедрены автоматизированные системы управления процессом варки с применением ЕВМ, исключая субъективное влияние оператора на ход технологического процесса.

5. Процесс управления варкой целлюлозой можно вести, как в автоматическом, так и в ручном режиме. При ручном режиме происходит снижение качественных показателей целлюлозы.

6. В перспективе необходимо будет более подробно установить комплекс факторов выполняемых роторным питателем по подаче в варочный котел технологической щепы.

Список литературы

1. Камель Г.И. Рабочие параметры роторных питателей Камюр / Г.И. Камель // Бумажная промышленность. – №7. – 1989. – С. 14 -16.
2. Нечаев Г.И. Повышение надежности и продуктивности загрузочных устройств непрерывной варки целлюлозы и полуцеллюлозы / Г.И. Нечаев, Г.И. Камель // Монография. – Луганск: Изд-во СНУ им. В. Даля, 2005. – 392 с.

Анотація

Автоматизація контролю й регулювання безперервного завантаження дрібної деревини в область високого тиску

В даній статті подана схема автоматизованого контролю процесом варіння целюлози на установках типу Камюр. Подані елементи управління процесом безперервного варіння за допомогою ЕОМ

Abstract

Automation of control and regulation of continuous feeding small pieces of wood in the area of high pressure

This article gives the scheme of the automatization of the control over the cellulose welding process on the set type Kamur

ОСОБЕННОСТИ ЗАГРУЗКИ КОНИЧЕСКОЙ ТРИБОСИСТЕМОЙ ЩЕПЫ В ОБЛАСТЬ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ

Камель Г.И., докт. техн. наук, Яковлева А.Г., Ершов А.В., докт. техн. наук
(Запорожский национальный технический университет)

Рассмотрены особенности непрерывной, в течении года, загрузки конической трибосистемой древесной щепы с помощью щелочи в варочный котел шведской фирмы Камюр, находящийся под давлением 1,2 МПа и температурой 180°C

Введение. В мировой практике для производства целлюлозы широкое распространение получили установки непрерывной варки целлюлозы шведской фирмы Камюр, их более 500 штук (75 в России, 150 в Америке) и на них приходится более 85% товарной целлюлозы, из которой изготавливается писчая бумага. В технической литературе отсутствует информация о том, каким образом осуществляется непрерывно, в течении года, загрузка варочного котла с помощью щелочи под высоким давлением. Как подается щепа на высоту 60...80 м. Как работает коническая трибосистема (КТС) в автоматическом режиме.

Целью работы является раскрытие физической природы формирования гидросмеси: 1) в питательной трубе; 2) в карманах вращающегося ротора в вертикальной плоскости и установление общих кинематических и конструктивных параметров, влияющих на работу конической трибосистемы.

Решение задачи. Для решения поставленных задач использовались действующие промышленные установки типа Камюр на которых определяли: давление щелочи с помощью поплавкового дифрактометра; расход щепы с помощью шестиразрядного электроимпульсного счетчика; расход щелока с помощью поплавкового дифрактометра; температуру с помощью ртутных стеклянных термометров. В работе [1,2] приводятся рабочие параметры роторных питателей промышленного транспорта (ПТ) шведской фирмы Камюр. Рассмотрим как изменяются рабочие параметры при загрузке карманов ротора щепой на примере питателя производительностью 500 т/сут. В табл. 1 приводятся рабочие параметры ПТ загрузочного устройства. Из таблицы видно, что для загрузки карманов ротора используются центробежные насосы производительностью 0,2 и 0,125 м³/с, которые в технологической цепочке: трубопровод-штуцер-карманы ротора способствуют циркуляции щелочной среды. Щепа захватывается щелочью и заполняет карманы ротора. Для обеспечения стабильного поступления щелочной среды в карманах питателя окна корпуса сделаны шире в 3,8 раза больше, чем площадь трубы циркуляции.

В процессе работы питателя необходимо установить оптимальные соотношения между частотой вращения ротора и скоростью поступления щелочи в карманы ротора. Из рис. 1 видно, что дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса для двух секций (график 1 и 2) изменяются по синусои-

дальному отнулевому закону в пределах нуля и 45° . Средний дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса (график 3) представляет линейную зависимость с отклонениями от 43 до 45° - есть величина постоянная в течении оборота. Следовательно, и площадь окон карманов ротора и окон загрузки корпуса есть величина постоянная и определяется по формуле

$$S_1 = L \cdot d_{\tilde{n}\delta} \cdot \sin(\alpha_1 / 2), \quad (1)$$

где S_1 – средняя площадь сопряжения ротора и окон загрузки корпуса, m^2 ; $d_{\tilde{n}\delta}$ – средний диаметр ротора, m ; α_1 – средний дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса, град.

Из табл. 1 видно, что площадь сопряжения окон ротора и корпуса загрузки составляет $0,41$ от площади двух окон загрузки и $1,59$ больше площади трубы циркуляции щелока. Определим скорость щелочной среды в кармане ротора

$$V_1 = Q / S_1, \quad (2)$$

где V_1 – скорость щелочной среды в кармане ротора, m/c ; Q – производительность сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса, m^3 .

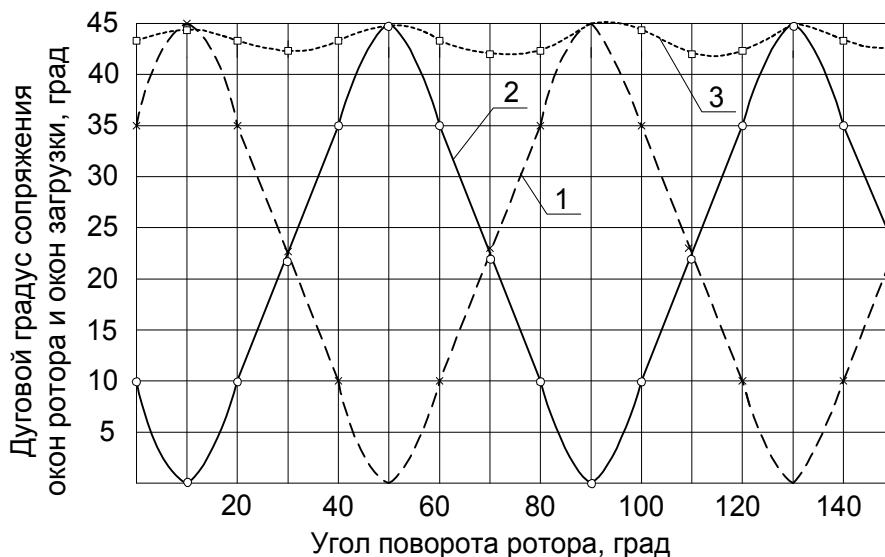


Рис. 1. Зависимость дугового градуса сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса при повороте ротора : 1 и 2 – карманы секции 1 и 2 ротора; 3 – суммарное значение дугового градуса для двух сечений.

Время загрузки кармана ротора щепой определяется

$$t_1 = d_{\tilde{n}\delta} / V_1, \quad (3)$$

где V_1 – среднее время загрузки (перемещение щелоки) в кармане ротора, m/c .

Время сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса определяем из условия вращения ротора для трех значений $3, 5$ и 8 мин^{-1} , что соответствует продолжительности времени $t_2 = 4,3; 2,8$ и $1,64$ секунд.

Если разделить время сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса на время загрузки карманов ротора щепой, то мы получим кратность циркуляции щелочного раствора через карман при различных оборотах по формуле

$$K = t_2 / t_1 \quad (4)$$

где K – кратность циркуляции щелочного раствора через питатель для определенного значения времени сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса.

Для частоты вращения ротора 3; 5 и 8 мин⁻¹ кратность циркуляции щелочного раствора равна соответственно 4,8; 3,13 и 1,89. Таким образом, кратность циркуляции щелочного раствора показывает сколько раз по длине кармана ротора может пройти щелочная среда. Для того, чтобы увеличить кратность щелочного раствора через карман ротора, при тех же оборотах можно установить насос большей производительности вместо 0,125 м³/с установить 0,2 м³/с.

Таблица 1

Рабочие параметры загрузки питателя Камюр производительностью 500 т/сутки

№ п/п	Рабочие параметры загрузки питателя	Значения
1.	Производительность насоса циркуляции возврата щелока через питательную трубу и питатель, м ³ /с, Q	0,125 0,2
2.	Диаметр трубы циркуляции щелока от насоса до питательной трубы, м, $d_{\delta\delta}$	0,325
3.	Площадь трубы циркуляции щелочи от насоса до питательной трубы, м ² , S_1	0,0829
4.	Площадь двух окон загрузки корпуса, м ² , S_2	0,32
5.	Коэффициент уширения окон загрузки в сравнении с трубой циркуляции, $K_1 = S_2 / S_1$	3,86
6.	Коэффициент уширения окон загрузки в сравнении с площадью питательной трубы, $K_2 = S_1 / S_4$	1,015
7.	Площадь питательной трубы, м ² , S_4	0,315
8.	Диаметр штуцера, м, $D_{\delta\delta}$	0,29
9.	Площадь штуцера, м ² , S_5	0,066
10.	Дуговой градус по диаметру окон загрузки корпуса, град, α_1	45
11.	Дуговой градус по диаметру одного окна ротора, град, α_2	38
12.	Средний дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса, град, α_3	44
13.	Средний диаметр ротора, м, d_{δ}	0,84
14.	Длина окна загрузки корпуса, м, L	0,48
15.	Средняя площадь сопряжения окон ротора к окнам загрузки корпуса, $S_6 = L \cdot d_{\delta} \cdot \sin(\alpha_3 / 2)$	0,1325
16.	Коэффициент уширения средней площади сопряжения окон ротора к окнам загрузки корпуса, $K_3 = S_6 / S_2$	0,414
17.	Коэффициент уширения средней площади сопряжения по сравнению с площадью трубы, $K_4 = S_6 / S_1$	1,598

Продолжение табл. 1		
18.	Средняя скорость щелочной среды в кармане ротора, м/с, $V_2 = Q / S_6$	0,946
19.	Средняя скорость щелочной среды в питательной трубе, м/с, $V_3 = Q / S_4$	
20.	Время загрузки кармана ротора щепой, с, $t_1 = d_{\tilde{n}\delta} / V_2$	0,892
21.	Время сопряжения окон ротора и окон корпуса при загрузке, с, t_2 частота вращения ротора, мин ⁻¹ 3 t_2 5 t_2 8 t_2	4,3 2,8 1,69
22.	Скорость циркуляции щелочного раствора через питатель при различных оборотах, $K = t_2 / t_1 = K_4$ $K_5 = 2,8 / 0,892$ $K_6 = 1,69 / 0,89$ $K_7 = 1,29 / 0,89$	4,8 3,13 1,89 1,44
23.	Средняя скорость щелочной среды в кармане ротора, м ³ /с $Q = 0,2 = 0,2 / 0,1325$	1,5
24.	Время загрузки кармана ротора щепой при производительности $Q = 0,2 \text{ м}^3/\text{с}$; $t_1' = d_{\tilde{n}\delta} / V_1 = 0,844 / 1,5$	0,56
25.	Кратность циркуляции щелочного раствора через питатель при оборотах 3, 5, 8 мин. ⁻¹ , $K_4 = 4,3 / 0,56$ $K_5 = 3,13 / 0,56$ $K_6 = 1,69 / 0,56$ $K_7 = 1,29 / 0,56$	7,6 5,58 3,01 2,3

При этом кратность циркулирующего щелочного раствора при соответствующих оборотах 3; 5 и 8 мин⁻¹ составит 7,6; 5,58 и 3,01, что дает прирост в 40%. Установлена математическая зависимость этого коэффициента от частоты вращения ротора для соответствующей производительности

$$K_{0,125} = 15,1 / n; \quad (5)$$

$$K_{0,2} = 22,95 / n, \quad (6)$$

где $K_{0,125}$ и $K_{0,2}$ – коэффициент кратности циркуляции щелочного раствора через карманы ротора при производительности насоса 0,125 м³/с и 0,2 м³/с; n – частота вращения ротора, мин⁻¹.

На рис. 2 приведена зависимость объема щепы, щелочи и гидросмеси при загрузке от частоты и кратности циркуляции щелочи. Исследовались расходы щепы, щелочи и гидросмеси при оборотах 3, 5 и 8 мин⁻¹. Результаты исследований показали, что при частоте вращения ротора 3 мин⁻¹ в кармане вращаю-

щегося ротора в вертикальной плоскости концентрация гидросмеси увеличивается с 20% в питательной трубе до 90...95% в кармане ротора. При этом, для того, чтобы заполнить карман ротора на 90...95% необходимо через сопряжение окон ротора и корпуса прошло 7 объемов щелока, кратные объему кармана ротора.

При увеличении частоты вращения ротора с 3 до 5 и 8 оборотов в минуту кратность циркуляции щелока через карман вращающегося ротора уменьшается с 1 до 0,6 и 0,4.

Коэффициент заполнения карманов ротора уменьшается с 100% при трех оборотах в минуту до 60% и 40% при 5 и 8 оборотах в минуту.

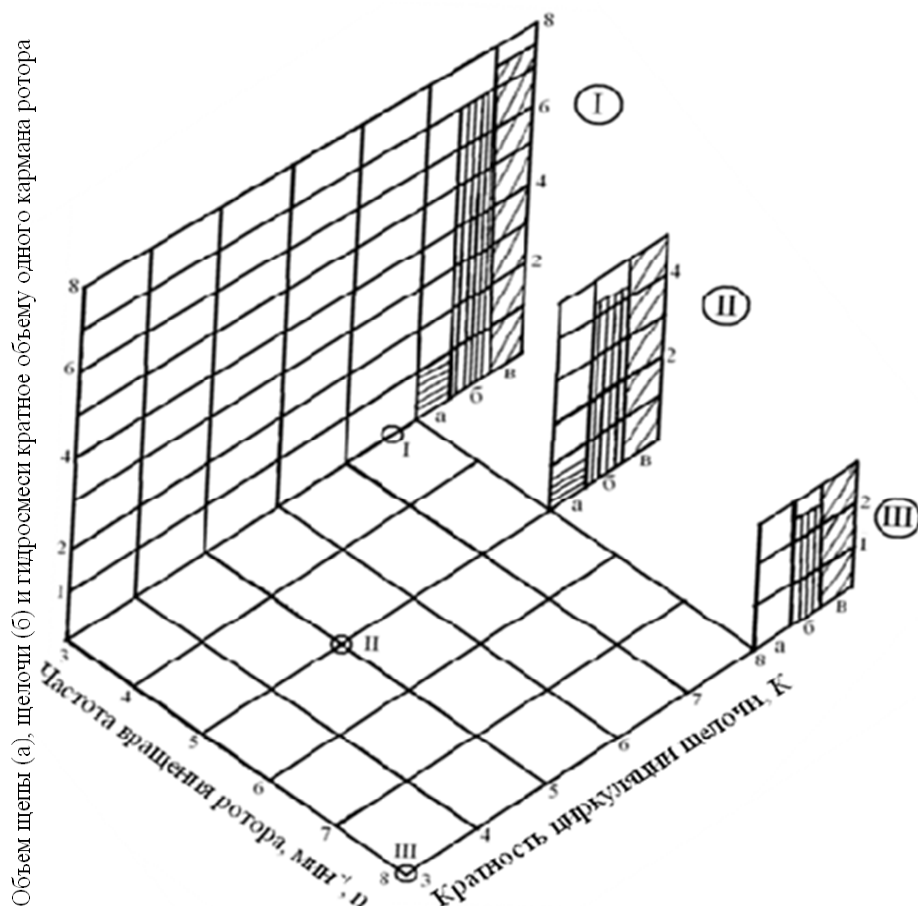


Рис. 2. Зависимость объема щепы (а), щелочи (б) и гидросмеси (в) при загрузке кратное объему кармана ротора от частоты вращения ротора и кратности циркуляции щелочи через карман, вращающегося ротора: I – ($n= 3 \text{ мин}^{-1}$; $\kappa=7$, δ ; $a=1$; $v=7$; $v=7,6$); II – ($n= 5 \text{ мин}^{-1}$; $\kappa=5$; $a=0,65$; $v=4,35$; $v=5$); III – ($n= 8 \text{ мин}^{-1}$; $\kappa=3$; $a=0,4$; $v=2,4$; $v=3$).

Выводы. 1. Двухсекционная конструкция роторного питателя Камюр обуславливает стабильную среднюю скорость заполнения карманов ротора щепой в течение одного оборота ротора.

2. Для количественной оценки грузочной способности роторного питателя предложен новый коэффициент кратности циркуляции щелочного раствора через карманы ротора. Получены математические зависимости этого коэффициента от частоты вращения ротора для соответствующих конических трибосистем.

3. Концентрация гидросмеси (коэффициент заполнения кармана ротора) в кармане вращающегося ротора уменьшается с увеличением частоты вращения ротора.

4. Для того, чтобы выполнить загрузку древесной щепы в область высокого давления необходимо с помощью конической трибосистемы изменить пять раз концентрацию гидросмеси: 1) при свободном падении щепы в питательной трубе; 2) формирование гидросмеси в питательной трубе-20%; 3) в кармане вращающегося ротора в вертикальной плоскости – 90-95%; 4) в кармане вращающегося ротора в горизонтальной плоскости – 20% и 5) в верхней части варочного котла – 90-95%.

Список литературы

1. Камель Г. И. Рабочие параметры роторных питателей Камюр / Г.И. Камель // Бумажная промышленность. №7, 1989. – С. 14 -16.
2. Нечаев Г.И. Повышение надежности и продуктивности загрузочных устройств непрерывной варки целлюлозы и полуцеллюлозы / Г.И. Нечаев, Г.И. Камель // Монография. – Луганск: Изд-во СНУ им. В. Даля, 2005. – 392 с.

Анотація

Особливості завантаження тріски конічною трибосистемою в зону високого тиску

Розглянуті особливості безперервної, за термін один рік, завантаження конічною трибосистемою деревинної тріски за допомогою лугу в варильний котел шведської фірми Камюр, який знаходиться під тиском 1,2 МПа та температурою 180°C

Abstract

Features loads chips conical tribosystem in the high pressure

The features of continuous throughout the year, load a conical tribosystem wood chips with alkali in the digester of Kamyur Swedish firm, which is under pressure of 1,2 MPa and a temperature of 180 °C

ОСОБЕННОСТИ ВЫГРУЗКИ ДРЕВЕСНОЙ ЩЕПЫ С КОНИЧЕСКОЙ ТРИБОСИСТЕМОЙ В ВАРОЧНЫЙ КОТЕЛ

Камель Г.И., докт. техн. наук, Яковлева А.Г.,
Ершов А.В., докт. техн. наук
(Запорожский национальный технический университет)

Рассмотрены особенности непрерывной, в течении года, выгрузки конической трибосистемой древесной щепы с помощью щелочи в варочный котел шведской фирмы Камюр, находящийся под давлением 1,2 МПа и температурой 180°C

Введение. Согласно работам [1, 2] в автоматизированных системах перспективным направлением является использование конических трибосистем, которые обеспечивают: 1) компенсацию износа в узлах, через которые проходит рабочая среда (щелочь, кислоты, гидросмеси и т.д.); 2) равномерный износ конических сопряжений за все время эксплуатации; 3) отсутствие влияния износа и способа компенсации зазора в трибоузлах на технологические процессы всей установки и 4) стабильную и надежную работу установок в течении года.

Анализ публикаций. В работе [1] описаны конические трибоузлы, через поверхности которых осуществляются: 1) загрузка, выгрузка и перемещение щелочи и древесной щепы через 40% их рабочих конических поверхностей; 2) обеспечение запорных функций, прохождение протечек щелочи и формирование гидроударов на 50%; 3) сохранение постоянной корпусности на 10% поверхности оснований и средних перемычек ротора и корпуса. Из перечисленных функций конической трибосистемы рассмотрим процессы выгрузки древесной щепы из карманов вращающегося ротора. В технической литературе отсутствует информация о том, каким образом осуществляется непрерывно, в течении года, выгрузка гидросмеси из карманов вращающегося ротора и загрузка ее в варочный котел с помощью щелочи под высоким давлением. Как подается щепа на высоту 60...80 м. Как работает коническая трибосистема (КТС) в автоматическом режиме.

Целью работы является раскрытие физической природы формирования гидросмеси в карманах вращающегося ротора в горизонтальной плоскости и установление общих кинематических и конструктивных параметров, влияющих на работу конической трибосистемы.

Решение задачи. Для решения поставленных задач использовались действующие промышленные установки типа Камюр на которых определяли: давление щелочи с помощью поплавкового дифрактометра; расход щепы с помощью шестиразрядного электроимпульсного счетчика; расход щелока с помощью поплавкового дифрактометра; температуру с помощью ртутных стеклянных термометров. В работе [1, 2] приводятся рабочие параметры роторных питателей промышленного транспорта (ПТ) шведской фирмы Камюр. Рассмотрим процессы освобождений карманов вращающегося ротора от древесной ще-

пы и исследуем от каких кинематических и конструктивных параметров они зависят.

Рассмотрим как изменяются рабочие параметры при загрузке карманов ротора щепой на примере питателя производительностью 500 т/сут. В табл. 1 приводятся рабочие параметры ПТ загрузочного устройства. Из таблицы видно, что для загрузки карманов ротора используются центробежные насосы производительностью 0,2 и 0,125 м³/с, которые в технологической цепочке: трубопровод-штуцер-карманы ротора способствуют циркуляции щелочной среды. Щепа захватывается щелочью и заполняет карманы ротора. Для обеспечения стабильного поступления щелочной среды в карманах питателя окна корпуса сделаны шире в 3,8 раза больше, чем площадь трубы циркуляции.

В процессе работы питателя необходимо установить оптимальные соотношения между частотой вращения ротора и скоростью поступления щелочи в карманы ротора. Из рис. 1 видно, что дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса для двух секций (график 1 и 2) изменяются по синусоидальному отнулевому закону в пределах нуля и 45°. Средний дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса (график 3) представляет линейную зависимость с отклонениями от 43 до 45° – есть величина постоянная в течении оборота.

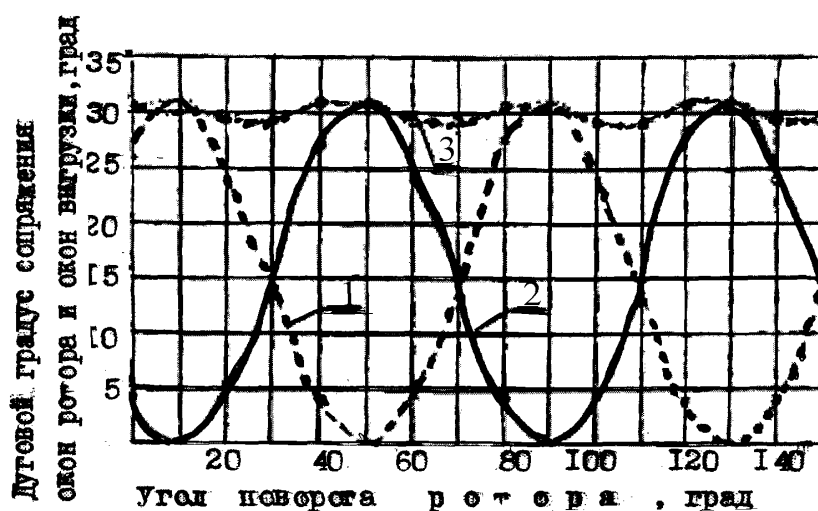


Рис. 1. Зависимость дугового градуса сопряжения окон ротора и окон при выгрузке в горизонтальной плоскости: 1 и 2 – карманы секции 1 и 2 ротора; 3 – суммарное значение дугового градуса для двух сечений.

Следовательно, и площадь окон карманов ротора и окон загрузки корпуса есть величина постоянная и определяется по формуле

$$S_1 = L \cdot d_{\text{н}\delta} \cdot \sin(\alpha_1 / 2), \quad (1)$$

где S_1 – средняя площадь сопряжения ротора и окон загрузки корпуса, м²; $d_{\text{н}\delta}$ – средний диаметр ротора, м; α_1 – средний дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса, град.

Из табл. 1 видно, что площадь сопряжения окон ротора и корпуса загрузки составляет 0,41 от площади двух окон загрузки и 1,59 больше площади трубы циркуляции щелока. Определим скорость щелочной среды в кармане ротора

$$V_1 = Q / S_1, \quad (2)$$

где V_1 – скорость щелочной среды в кармане ротора, м/с ; Q – производительность сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса, м³.

Время выгрузки кармана ротора щепой определяется

$$t_1 = d_{\tilde{n}\delta} / V_1, \quad (3)$$

где V_1 – средняя скорость щелочной среды в кармане ротора, м/с; t_1 – время выгрузки (освобождения) карманов ротора от щепы, с.

Время сопряжения окон ротора и окон выгрузки роторного питателя конической трибосистемы зависит от дуговых градусов окон и линейной скорости ротора и определяется по формуле

$$t_z = (\sin \alpha_1 + \sin \alpha_2) * 60 / (\pi n), \quad (4)$$

где t_z – время сопряжения окон ротора и окон корпуса, с; n – частота вращения ротора, мин⁻¹.

Кратность циркуляции щелочного раствора определяется по формуле

$$K = Q * 60 / (d_{\tilde{n}\delta} * L * \pi n) \quad \text{или по формуле} \quad (5)$$

$$K = t_2 / t_1, \quad (6)$$

где K – кратность циркуляции щелочного раствора через питатель для определенного значения времени сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса.

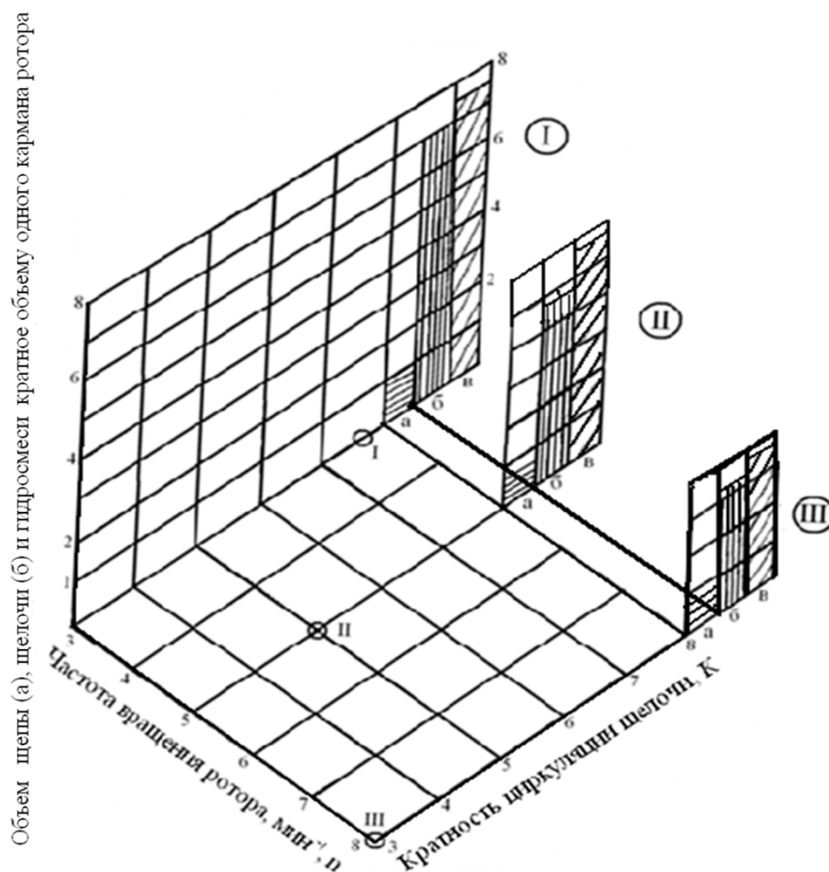


Рис. 2. Зависимость объема щепы (а), щелочи (б) и гидросмеси (в) при выгрузке, кратное объему кармана ротора, от частоты вращения ротора и кратности циркуляции щелочи через карман вращающегося ротора: I – ($n= 3 \text{ мин}^{-1}$; $\kappa=9$; $a=1$; $b=8$; $v=9$); II – ($n= 5 \text{ мин}^{-1}$; $\kappa=5,7$; $a=0,7$; $b=5,7$; $v=4,7$); III – ($n= 8 \text{ мин}^{-1}$; $\kappa=3,8$; $a=0,46$; $b=3,2$; $v=3,8$).

Из анализа формулы видно, что кратность циркуляции щелочного раствора увеличивается с увеличением производительности насоса и уменьшается с увеличением частоты вращения ротора.

Для того, чтобы увеличить кратность щелочного раствора через карман ротора, при тех же оборотах можно установить насос большей производительности вместо 0,125 м³/с установить 0,2 м³/с.

На рис. 2 приведена зависимость объема щепы, щелочи и гидросмеси при загрузке от частоты и кратности циркуляции щелочи. Исследовались расходы щепы, щелочи и гидросмеси при оборотах 3; 5 и 8 мин⁻¹. Результаты исследований показали, что при частоте вращения ротора 3 мин⁻¹ в кармане вращающегося ротора в вертикальной плоскости концентрация гидросмеси увеличивается с 20% в питательной трубе до 90...95% в кармане ротора. При этом для того, чтобы заполнить карман ротора на 90...95% необходимо через сопряжение окон ротора и корпуса прошло 7 объемов щелока кратное объему кармана ротора. При увеличении частоты вращения ротора с 3 до 5 и 8 оборотов в минуту кратность циркуляции щелока через карман вращающегося ротора уменьшается с 9 до 5,6 и 3,8.

Таблица 1

Рабочие параметры при выгрузке карманов питателя
производительностью 500 т/с

№ п/п	Рабочие параметры загрузки питателя	Значения
1.	Производительность насоса циркуляции возврата щелока через питательную трубу и питатель, м ³ /с, Q	0,125 0,2
2.	Диаметр трубы циркуляции щелока от насоса до питательной трубы, м, $d_{\delta\delta}$	0,325
3.	Площадь трубы циркуляции щелочи от насоса до питательной трубы, м ² , S_1	0,0829
4.	Площадь двух окон загрузки корпуса, м ² , S_2	0,32
5.	Коэффициент уширения окон загрузки в сравнении с трубой циркуляции, $K_1 = S_2 / S_1$	3,86
6.	Коэффициент уширения окон загрузки в сравнении с площадью питательной трубы, $K_2 = S_1 / S_4$	1,015
7.	Площадь питательной трубы, м ² , S_4	0,315
8.	Диаметр штуцера, м, $D_{\delta\delta}$	0,29
9.	Площадь штуцера, м ² , S_5	0,066
10.	Дуговой градус по диаметру окон загрузки корпуса, град, α_1	45
11.	Дуговой градус по диаметру одного окна ротора, град, α_2	38
12.	Средний дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса, град, α_3	44

13.	Средний диаметр ротора, м, d_{δ}	0,84
14.	Длина окна загрузки корпуса, м, L	0,48
15.	Средняя площадь сопряжения окон ротора к окнам загрузки корпуса, $S_6 = L \cdot d_{\delta} \cdot \sin(\alpha_3 / 2)$	0,1325
16.	Коэффициент уширения средней площади сопряжения окон ротора к окнам загрузки корпуса, $K_3 = S_6 / S_2$	0,414
17.	Коэффициент уширения средней площади сопряжения по сравнению с площадью трубы, $K_4 = S_6 / S_1$	1,598
18.	Средняя скорость щелочной среды в кармане ротора, м/с, $V_2 = Q / S_6$	0,946
19.	Средняя скорость щелочной среды в питательной трубе, м/с, $V_3 = Q / S_4$	
20.	Время загрузки кармана ротора щепой, с, $t_1 = d_{\tilde{n}\delta} / V_2$	0,892
21.	Время сопряжения окон ротора и окон корпуса при загрузке, с, t_2 частота вращения ротора, мин ⁻¹	
	3 t_2	4,3
	5 t_2	2,8
	8 t_2	1,69
22.	Скорость циркуляции щелочного раствора через питатель при различных оборотах, $K = t_2 / t_1 = K_4$	
	$K_5 = 2,8 / 0,892$	4,8
	$K_6 = 1,69 / 0,89$	3,13
	$K_7 = 1,29 / 0,89$	1,89
		1,44
23.	Средняя скорость щелочной среды в кармане ротора, м ³ /с $Q = 0,2 = 0,2 / 0,1325$	1,5
24.	Время загрузки кармана ротора щепой при производительности $Q = 0,2 \text{ м}^3/\text{с}$, $t_1' = d_{\tilde{n}\delta} / V_1 = 0,844 / 1,5$	0,56
25.	Кратность циркуляции щелочного раствора через питатель при оборотах 3, 5, 8 мин. ⁻¹ , $K_4 = 4,3 / 0,56$	
	$K_5 = 3,13 / 0,56$	7,6
	$K_6 = 1,69 / 0,56$	5,58
	$K_7 = 1,29 / 0,56$	3,01
		2,3

Коэффициент заполнения карманов ротора уменьшается со 100% при трех оборотах в минуту до 70% и 46% при 5 и 8 оборотах в минуту.

Выводы. 1. Двухсекционная конструкция роторного питателя Камюр обуславливает стабильную среднюю скорость выгрузки карманов ротора от гидросмеси в течение одного оборота ротора.

3. Для количественной оценки выгрузочной способности роторного питателя предложен новый показатель – коэффициент кратности циркуляции щелочного раствора через карманы ротора. Получены математические зависимости этого коэффициента от частоты вращения ротора при определенной производительности насоса.

4. Концентрация гидросмеси (коэффициент заполнения кармана ротора) в кармане вращающегося ротора уменьшается с увеличением частоты вращения ротора.

5. Для того, чтобы выполнить загрузку древесной щепы в варочный котел необходимо с помощью конической трибосистемы изменить пять раз концентрацию гидросмеси: 1) при свободном падении щепы в питательной трубе; 2) формирование гидросмеси в питательной трубе – 20%; 3) в кармане вращающегося ротора в вертикальной плоскости – 90–95%; 4) в кармане вращающегося ротора в горизонтальной плоскости – 20% и 5) в верхней части варочного котла – 90–95%.

6. Установлено, что выгрузка карманов ротора от щепы снижается при уменьшении производительности насоса из-за изнашивания деталей насоса и в результате выталкивания щепы из карманов ротора.

Список литературы

1. Камель Г. И. Рабочие параметры роторных питателей Камюр / Г.И. Камель // Бумажная промышленность. №7, 1989. – С. 14 -16.
2. Нечаев Г.И. Повышение надежности и продуктивности загрузочных устройств непрерывной варки целлюлозы и полуцеллюлозы / Г.И. Нечаев, Г.И. Камель // Монография. – Луганск: Изд-во СНУ им. В. Даля, 2005. – 392 с.

Анотація

Особливості вивантаження тріски конічною трібосистемою в зону високого тиску

Розглянуті особливості безперервної, за термін один рік, вивантаження конічною трібосистемою деревинної тріски за допомогою лугу в варильний котел шведської фірми Камюр, який знаходиться під тиском 1,2 МПа та температурою 180°C

Abstract

Features unloads chips conical tribosystem in the high pressure

The features of continuous throughout the year, unloads a conical tribosystem wood chips with alkali in the digester of Kamyur Swedish firm, which is under pressure of 1,2 MPa and a temperature of 180 °C

ОБЕСПЕЧЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ КОНИЧЕСКОЙ ТРИБОСИСТЕМЫ ПРОМЫШЛЕННОГО ТРАНСПОРТА

Яковлева А.Г. (*Запорожский национальный технический университет*)

Рассмотрены конструктивные, технологические и эксплуатационные параметры конической трибосистемы, направленных на увеличение надежности и долговечности промышленного транспорту установок шведской фирмы Камюр

Введение. В своей работе [1] Костецкий Б.Н. прогнозировал большое будущее использованию конических трибосистем в автоматизированных системах благодаря: равномерному износу сопрягаемых конических поверхностей, корпус которой неподвижен, а ротор вращается в нем; наличию возможности компенсировать зазор между деталями конических трибосистем (КТС), образовавшемуся в результате изнашивания.

В химической промышленности для транспортирования гидросмеси (30% древесного сырья и 70% щелочи с температурой 160°C) широко используются конические питатели шведской фирмы Камюр, которых в мире находится более 500 установок и которые вырабатывают более 85% целлюлозы, идущей на производство писчей бумаги, картона, пороха, клея и исходного сырья для химической промышленности.

Надежная работа роторных питателей промышленного транспорта (ПТ) связана с состоянием поверхности сопрягаемых деталей и с наличием сложных разнородных по своей сути физических процессов, которые протекают на поверхностях трения, и влияния на эти процессы большого количества взаимосвязанных факторов, значения которых могут изменяться как во времени, так и по поверхности контакта. Отсутствие информации о взаимосвязи внешних факторов и их влияние на эксплуатационную надежность деталей питателей КТС затормозили процессы познания закономерностей износа узлов трения КТС на стадии проектировок, эксплуатации, изготовления или ремонта [2].

Анализ литературных источников показал на отсутствие описания внешних факторов, имеющих место при эксплуатации и ремонте деталей питателя КТС.

Целью работы является описание конструктивных, технологических и эксплуатационных параметров, влияющих на надежность и долговечность конических роторных питателей (ПТ).

Рассмотрим систему регулирования уровня щелочи, концентрацию гидросмеси в верхней части варочного котла и особенности физических процессов, происходящих в питательной трубе.

Ротор не вращается:

Работают две трассы циркуляции щелочи низкого давления (ЦЩНД) и циркуляции щелочи высокого давления (ЦЩВД) в автономном режиме по скрещивающимся трассам сквозных карманов двухсекционного ротора [2,3...5].

Расход и скорость щелочи в трассах ЦЩНД и ЦЩВД имеют постоянные значения для любого положения ротора и определяются производительностью насоса циркуляции щелочи. Это объясняется тем, что согласно проведенным кинематическим расчетам с последующей математической обработкой установлено, что площади сопряжений окон корпуса и окон сквозных карманов в каждой секции ротора подчиняются закону гармонических колебаний (колебания происходят по отнулевому циклу с определенной амплитудой; периодом, частота и собственной частотой колебаний). Следовательно расход и скорость щелочи через эти сопряжения тоже будут изменяться по закону гармонических колебаний только со своей амплитудой, периодом и частотой колебаний [2].

В процессе работы питателя, необходимо установить, оптимальные соотношения между частотой вращения ротора и скоростью поступления щелочи в карманы ротора. Из работ видно [2...5], что дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса для двух секций (график 1 и 2) изменяются по синусоидальному отнулевому закону в пределах нуля и 45°. Средний дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса (график 3) представляет линейную зависимость с отклонениями от 43 до 45° - есть величина постоянная в течении оборота.

Следовательно и площадь окон карманов ротора и окон загрузки корпуса есть величина постоянная и определяется по формуле

$$S_1 = L \cdot d_{cp} \cdot \sin(\alpha_1 / 2) \quad (1)$$

где S_1 – средняя площадь сопряжения ротора и окон загрузки корпуса, м²; d_{cp} – средний диаметр ротора, м; α_1 – средний дуговой градус сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса, град.

Определим скорость щелочной среды в кармане ротора

$$V_1 = Q / S_1, \quad (2)$$

где V_1 – скорость щелочной среды в кармане ротора, м/с; Q – производительность сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса, м³.

Время загрузки кармана ротора щепой определяется

$$t_1 = d_{\tilde{n}\delta} / V_1, \quad (3)$$

где V_1 – среднее время загрузки (перемещение щелочи) в кармане ротора, м/с.

Время сопряжения окон ротора и окон загрузки корпуса определяем из условия вращения ротора для трех значений 3, 5 и 8 мин⁻¹, что соответствует продолжительности времени $t_2 = 4,3; 2,8$ и $1,64$ секунд.

Суммарная площадь сопряжений окон корпуса и окон сквозных карманов ротора есть величина постоянная. Это достигается потому, что сквозные окна ротора одной секции смещены относительно другой секции ротора на 45°.

Площадь сопряжения в поперечном сечении сквозных карманов движущегося ротора КТС есть величина постоянная, а ее площадь в любой момент времени определяется по формуле:

$$S = S_1 + S_2 = L_1 \cdot l_1 + L_2 \cdot l_2 = \left(\frac{L_1 \pi d_{cp}}{360^\circ} \cdot \alpha_1 \right) + L_2 \frac{\pi d_{cp}}{360^\circ} (\alpha_1 + 45^\circ), \quad (4)$$

где S, S_1 и S_2 - площади поперечного сечения двух секций, 1-й и 2-й, мм²; $\alpha_1 = 45^\circ$ - угол сопряжения окон загрузки корпуса и окон карманов ротора в вертикальной плоскости, град; $\alpha_1 + 45^\circ$ - угол поворота окон ротора второй секции, град.

Автономную работу двух трасс ЦЩНД и ЦЩВД обеспечивают запорные функции 50% конических сопрягаемых поверхностей ротора и корпуса, через зазоры, которых осуществляются протечки щелочи из варочного котла в питательную трубу. Для любого положения ротора длина зазора на любом из 4-х участков каждой секции корпуса изменяется по закону гармонических колебаний с амплитудой от L_{\min} до L_{\max} со своей частотой и периодом колебаний. Следовательно, и скорость, и расход протечек щелочи через зазоры будут подчиняться закону гармонических колебаний. Тогда средняя длина зазора, и средний расход, и скорость протечек щелочи на всех 8-и участках корпуса двух секций секторов будет величина постоянная, что и обеспечивает постоянный уровень щелочи в питательной трубе. В результате чего обеспечивается надежное регулирование и управление уровнем щелочи в питательной трубе.

Ротор вращается:

При автономной работе двух трасс из каждой трассы через скрещивающиеся карманы, вращающегося ротора происходит обмен определенных объемов щелочи величина, которых зависит частоты вращения ротора и колеблется от 20% ($n = 4 \text{ мин}^{-1}$) до 50% ($n = 8 \text{ мин}^{-1}$).

Количество щелочи, проходящей из одной трассы в другую и наоборот изменяется от 20% до 50% и прямо пропорционально объему щепы, т.е. определяет производительность всей установки.

Для оценки загрузочной способности питателя, вводится понятие кратности циркуляции щелочного раствора через сквозные карманы, вращающегося ротора

$$(K = \theta / k \cdot N), \quad (5)$$

где θ – производительность насоса, м³/с; V – объем кармана ротора, м³; n – частота вращения ротора, мин⁻¹.

При вращении ротора длина зазора на участках сопряжений в 1-й секции изменяется (по закону гармонических колебаний) синусоидальному закону, а во второй секции по синусоидальному закону, но сдвинутой по фазе на 45° . Суммарная длина зазора на двух участках в разных секциях корпуса величина постоянная, что и обуславливает постоянный расход протечек щелочи и уровень щелочи и обеспечивает постоянный уровень щелочи в питательной трубе.

Осуществляется подача щепы.

Технологический поток щепы поворачивается на 90° с вертикальной в горизонтальную плоскость, а концентрация щепы в гидросмеси изменяется по всей трассе от 100% до 30% и наоборот.

Для: 1) повышения производительности питателя; 2) повышения концентрации щепы в кармане ротора при загрузке; 3) снижения износа сит, ротора и корпуса и 4) облегчения прохождения срезанной щепы через диаметральные щели в ситах шириной 6-8 мм предложено ввести в питатель резательное уст-

ройство, состоящее из 7-и режущих кромок, располагающихся на роторе, ситах и корпусе.

При переходе кармана ротора с горизонтального положения в вертикальное в нем резко (более 10-и) возрастает давление, что сопровождается образованием гидроударов и вибраций в питателе. Рассмотрена теория образования гидроударов. В табл.1 приведены характеристики гидроударов (величина гидроудара, скорость распространения гидроудара и его продолжительность). Даны рекомендации по снижению гидроударов в питателе, что позволило увеличить надежность и долговечность ТЗС [3].

Осуществляется термическая подготовка щепы. В пропарочной камере в трубах на длине 12-16 метров трассы осуществляется пропаривание щепы при ее одновременном разогреве и вращении. Определены оптимальные режимы термической обработки щепы (скорость перемещения щепы, частота вращения шнека, температура пропаривания). При пропаривании щепы с ее поверхности удаляется скипидар и другие летучие соединения. Термическая обработка щепы позволяет совместить процесс транспортировки и техпроцесс термической подготовки щепы, что сокращает режим варки в варочном котле и качество получаемой целлюлозы [2, 3].

Анализ декомпозиции функций, выполняемых рабочими коническими поверхностями ротора и корпуса показали, что: 1) на 40% конических поверхностей ротора и корпуса имеет место загрузка (25%) и выгрузка (15%); 2) на 50% поверхности ротора и корпуса выполняются запорные функции т.е. отделяют область варочного котла от питательной трубы и 3) на 10% оснований и средних перемышках ротора и корпуса в процессе эксплуатации сохраняется конусность и осуществляется компенсация зазора. Эти 50% поверхности подвергаются интенсивному гидроабразивному износу за счет протечек щелочи, содержащие твердые частицы, а 10% - ударно-гидроабразивному износу при скольжении. Декомпозиция функций по коническим поверхностям деталей питателя позволяет установить оптимальные размеры ротора и корпуса. [3, 4].

Система регулирования уровня щелочи в питательной трубе.

Из структурно-алгоритмической схемы и математической модели [2] была выявлена вспомогательная отрицательная связь – регулируемая величина – уровень щелочи в питательной трубе. Установим составные элементы системы регулирования уровня щелочи в питательной трубе: уровень щелочи в питательной трубе - регулируемая величина; измерительное устройство для замера уровня щелочи в питательной трубе - радиоактивные датчики, световая и звуковая сигнализации; возмущающее воздействие - расход протечек щелочи из зазоров питателя от варочного котла в питательную трубу и регулирующий орган-механизм присадки ротора (уменьшает зазор в питателе).

Материальный баланс потоков щепы, щелочи и гидросмеси, поступающих и убывающих из питательной трубы: расход щепы постоянный и регулируется дозатором щепы; расход щелочи низкого давления постоянен и определяется законом гармонических колебаний в каждой секции карманов, вращающегося ротора; расход гидросмеси, поступающей из питательной трубы в карманы, вращающегося ротора - постоянная величина и подчиняется гармониче-

ски колебаниям; расход протечек щелочи через зазоры в питателе подчиняется закону гармонических колебаний и изменяется в процессе эксплуатации.

Из всех перечисленных потоков щепы, щелочи и гидросмеси переменной величиной, зависящей от времени эксплуатации, является расход протечек щелочи, который в свою очередь зависит от величины зазора в 3-й степени [2]. В свою очередь величина зазора зависит от: износостойкости используемых материалов и от концентрации твердых частиц в щелочи. Исследования показали, что концентрация твердых частиц в щелочи зависит от: объема привозной щепы. Наибольшая концентрация твердых частиц обнаружена в щелочи на Соломбальском комбинате, где в вагонах и автофургонах доставляется 100% щепы. Наименьше соответственно на Братском комбинате где привозится 5% технологической щепы. На каждом комбинате имеются циклоны для очистки щелочи. За сутки из циклона освобождается 100-120 кг. твердых частиц (песок, глина, уголь, гравий, шлам и т.д.). Анализ качества очистки щелочи показал, что известные установки очищают 97-98% твердых частиц, с другой стороны эти установки очищают только крупную фракцию. Не очищенными остаются твердые частицы размерами 10,15, и 50 МКМ. Поэтому в щелочи всегда имеются твердые частицы мелкой фракции, следовательно всегда будет иметь место гидроабразивный износ.

Анализ состояния износа на рабочих поверхностях ротора и корпуса [2, 3, 4] показал, что 50% рабочих поверхностей подвергается интенсивному гидроабразивному износу больше на 50 МКМ, чем на 10% поверхностей оснований и средних перемычках ротора и корпуса. Даны рекомендации по выравниванию износа на всех участках корпуса и ротора.

Механизм присадки ротора. Для компенсации зазора в питателе используется механизм присадки ротора, который представляет собой винтовой механизм, преобразующий вращательное движение в поступательное. При повороте маховика привода на два оборота (720°) происходит осевое перемещение ротора на 2мм (2000 МКМ) при конусности 1:20 величина зазора в питателе уменьшается на 50 МКМ [2,3].

Анализ двух схем компенсации зазора.

Компенсация критического зазора (ККЗ) – патологический режим эксплуатации рекомендован фирмой Камюр и осуществляется один раз в неделю с уменьшением зазора на 50 МКМ. При ККЗ из-за того, что износ по образующей ротора не равномерный, то на основаниях и средних перемычках ротора и корпуса имеет место граничное трение, которое сопровождается явлениями заклинивания, схватывания и заедания ротора относительно корпуса. Для облегчения процесса износа при граничном трении на этих участках производственники увеличили мощность двигателя вращения ротора с 8 квт до 50 квт. При этом интенсивность износа увеличилась, но при этом начали разрушаться крепежные болты и цапфы ротора. При такой схеме компенсации более 95% всех внеплановых снятий с эксплуатации питателей происходило при выполнении компенсации критического зазора (ККЗ). Поэтому была предложена другая схема эксплуатации.

Принудительная микротолчковая схема компенсации зазора (ПМКТКЗ)

ПМКТКЗ осуществляется один раз в сутки. Для уменьшения зазора в питателе на 5-6 МКМ необходимо повернуть маховик привода ротора на 90^0 , что равносильно перемещению ротора в осевом направлении на 250 МКМ. При этом на всех участках сопряжения ротора с корпусом имеет место жидкостное трение-скольжение и соизмеримая величина износа. На участках ротора и корпуса по секторам имеет место гидроабразивный износ, а на основаниях и средних перемычках ротора и корпуса имеет место ударно - гидроабразивный износ под действием гидроударов (в зону трения нагнетается принудительно щелочь с мелкими твердыми частицами). При ПМКТКЗ сохраняется постоянный уровень щелочи в питательной трубе, что и обеспечивает надежную эксплуатацию питателя и всей ТЗС [2, 3, 4].

Схема регулирования концентрации гидросмеси в верхней части варочного котла. Рассмотрим материальный баланс щепы, щелочи и гидросмеси в верхней части варочного котла: гидросмесь поступающая в верхнюю часть варочного котла- является возмущающим воздействием на концентрацию щепы в гидросмеси; нагрузка на привод шнека - регулируемая величина; приборы для замера нагрузки на привод шнека - измерительное устройство и регулирующее устройство-дозатор щепы. При возрастании концентрации щепы в гидросмеси в верхней части варочного котла возрастает нагрузка на привод шнека при этом срабатывает сигнал на обмотке возбуждения и двигатель механизма вращения дозатора щепы уменьшает свои обороты – замедляется подача гидросмеси в верхнюю часть варочного котла. При уменьшении нагрузки на привод шнека, соответственно увеличивается подача щепы дозатором щепы. Такая схема позволяет поддерживать в верхней части варочного котла постоянную концентрацию щепы в гидросмеси.

Выводы. Для повышения надежности и долговечности промышленного транспорта необходимо оптимизировать следующие параметры:

1) конструктивные (винтовой механизм присадки; оптимальные размеры окон в роторе, корпусе, оптимальные размеры питательной трубы и пропарочной камеры, оптимальные углы в резательном механизме и т.д.);

2) технологические (в процессе ремонта обеспечить оптимальные режущие углы на роторе, ситах и корпусе; рекомендации по выбору материалов для изготовления и сварочные материалы при ремонте деталей роторных питателей с учетом режимов термообработки и мехобработки);

3) эксплуатационные (принудительная микротолчковая компенсация зазора; оптимальная частота вращения ротора; постоянный расход и скорость циркуляции щелочи высокого и низкого давлений; регулирование уровня щелочи в питательной трубе).

Список литературы

1. Костецкий Б. Н. Надежность и долговечность машин, техники / Б.Н. Костецкий., Н.Г. Носовский., Д.Н. Бершавский. – Киев, 1975 г. – 408 с.
2. Нечаев Г.И. Повышение надежности и продуктивности загрузочных устройств непрерывной целлюлозы и полуцеллюлозы / Г.И. Нечаев., Г.И. Камель. – Монография. – Луганск: Из-во ВНУ им. В.Даля, 2005. – 392 с.

3. Камель Г.И. Роторные питатели установок непрерывной варки целлюлозы – М.: Лесная промышленность, 1987 – 160 с.
4. Камель Г.И. Снижение гидроударов по торцу вращающегося ротора Камюр / Г.И. Камель., А.Г. Яковлева // Сб. поуч. тр. строительство, материаловедение. Машиностроение. Вып.36. Ч.3. – Днепропетровск: ПГАСА, 2006. – 232 с.
5. Нечаев Г.И. Повышение надежности и продуктивности загрузочных устройств непрерывной варки целлюлозы и полуцеллюлозы / Г.И. Нечаев, Г.И. Камель // Монография. – Луганск: Изд-во СНУ им. В. Даля, 2005. – 392 с.

Анотація

Забезпечення надійності та довговічності конічної трибосистеми промислового транспорту

Розглянуті конструктивні, технологічні та експлуатаційні параметри конічної трибосистеми, направлених на збільшення надійності та довготривалості промислового транспорту установок шведської фірми Камюр

Abstract

Reliability and durability of tapered tribosystem industrial Transport

Considered constructive, technological and operational parameters of a conical tribosystem to increase the reliability and durability of industrial transport systems by the Swedish company Kamyur

НЕКОТОРЫЕ СООБРАЖЕНИЯ О МЕХАНИЗМЕ ОБРАЗОВАНИЯ ШЛИФОВОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ТРЕЩИН

Лебедев В.Г., докт. техн. наук, проф., Клименко Н.Н., канд. техн. наук, доц.
(Одесский национальный политехнический университет)

Рассматриваются вопросы аналитического и экспериментального определения термодинамических явлений при шлифовании закаленных сталей. Рассматриваются закономерности формирования остаточных напряжений и трещин поверхностного слоя шлифуемой детали.

Введение. Опыт шлифования деталей, изготовленных из цементированных и закаленных сталей, а также деталей, поверхность которых была подвержена поверхностной закалке, показывает, что весьма распространенным видом брака при этой операции являются тепловые дефекты, вызываемые высокой контактной температурой шлифования – прижоги и трещины поверхностного слоя.

Задача исследования – используя аналитические и экспериментальные возможности, создать модель или математическое описание механизма образования шлифовочных напряжений и трещин.

Исследования. Наиболее часто тепловые шлифовочные дефекты образуются у цементруемых, улучшаемых высокоуглеродистых сталей, низко и средне легированных, со структурой мартенсита или отпущенного мартенсита [2,4,5,6]. При быстром нагреве температурой шлифования поверхности шлифуемой детали из закаленной стали выше линии A_{c1} мартенситная структура поверхностного слоя переходит в аустенитную структуру, то есть имеет место обратное мартенситное превращение. Это превращение тем более облегчается, что в результате больших удельных давлений, оказываемых абразивными зёрнами на поверхность металла, точка A_{c1} снижается в область более низких температур [1].

После быстрого нагрева поверхностного слоя следует его быстрое охлаждение со скоростями, значительно превышающими критические скорости закалки. Точки M_k у этих сталей в большинстве своем находятся ниже 20°C , то есть ниже температуры, до которой охлаждается металл при шлифовании. В результате этого мартенситные превращения происходят не полностью, вследствие чего в поверхностном слое фиксируется структура аустенита вторичной закалки, получившая название шлифовочного прижога закалки.

В принципе образование прижогов закалки при шлифовании может быть объяснено тем, что в процессе охлаждения аустенитной структуры подавляется распад аустенита в области сравнительно высоких температур, в результате чего в структуре отсутствует троостит и сорбит. Окончательное охлаждение аустенитной структуры происходит в интервале температур от 100 до 20°C , то есть процесс охлаждения заканчивается между точками M_n и M_k , таким образом температурный интервал до конца мартенситного превращения не пере-

крывается, что обуславливает неполноту этого превращения и фиксацию значительной части аустенита.

Быстрый и неравномерный нагрев поверхностных слоев, а также быстрое их охлаждение способствует образованию в них растягивающих напряжений значительных величин. При фазово-структурных изменениях в поверхностном слое вследствие разности плотностей фаз и структур создаются особенно благоприятные условия для образования больших внутренних напряжений и трещин.

В производственной практике трещины появляются периодически, причем часто при шлифовании одной и той же марки стали при одних и тех же режимах. Все это заставляет предположить, что причиной образования трещин являются факторы металлургического-термического порядка и чисто технологические, связанные с режимом обработки. К металлургическо-термическим причинам могут быть отнесены следующие факторы:

- а) начальное распределение структур в поверхностном слое заготовки;
- б) начальное распределение напряжений в поверхностном слое заготовки, образующихся после термической обработки, в случае, если температура шлифования ниже температуры отжига для снятия напряжений;
- в) расположение интервала мартенситного превращения на шкале температур;
- г) содержание свободных карбидов;
- д) содержание углерода в мартенсите;
- е) величина критических температур для данной стали, в частности, температуры третьего превращения отпуска $T_{3отп}$ и температуры аустенитизации T_A .

К технологическим причинам могут быть отнесены:

- а) величина контактной температуры шлифования, через которую опосредуется режим шлифования;
- б) сила резания P_z , через которую также опосредуется режим шлифования;
- в) факторы, влияющие на первые две величины: марка абразивного круга, состояние рабочей поверхности круга режимы резания - скорость вращения круга $V_{кр}$, скорость детали относительно заторможенного круга V_u , глубина шлифования t , ширина шлифования на данном проходе h .

Кроме того, влияет также применяемая СОЖ и тщательность балансировки шлифовального круга.

Температура рекристаллизации $T_{рекр}$ углеродистых сталей ориентировочно может быть принята как 1010°C . Таким образом, если температура шлифования достигает этой величины, то происходит местный рекристаллизационный отжиг шлифуемой поверхности, что в принципе исключает ее наклеп. Если температура шлифования достигает величины примерно $0,4 \cdot T_{рекр}$, то происходит так называемый отжиг для снятия внутренних напряжений, что также исключает фиксацию напряжений наклепа.

Необходимо отметить также, что температура поверхности должна быть больше или равна $0,4 \cdot T_{рекр}$ полностью или в значительной степени снимает предыдущие напряжения, вызываемые термообработкой, которые или совсем не влияют на напряженное состояние поверхностного слоя после шлифования или же влияют крайне незначительно.

Если деформация происходит при температуре ниже этой, то должен происходить наклеп поверхности, что сопровождается формированием напряжения сжатия. Следует, однако, учитывать, что такой низкий уровень температуры шлифования (несколько ниже 400°C), может быть достигнут только при мягких режимах обработки, что характерно для чистовых проходов. Однако при этом силы резания небольшие и наклеп поверхности, а, следовательно, связанные с ним напряжения сжатия будут незначительными

В общем случае можно сказать, что величина и знак остаточных напряжений в поверхностном слое прошлифованной детали будут зависеть от взаимодействия четырех групп напряжений:

1. Термическое напряжение, формируемое при термообработке (как указывалось, влияет незначительно).
2. Напряжения, вызываемые фазовоструктурными превращениями в поверхностном слое.
3. Напряжения, образующиеся в поверхностном слое в результате теплового расширения.
4. Напряжения в результате наклепа поверхностного слоя.

Как показывает анализ литературы [1, 2, 4, 5, 6] в поверхностном слое деталей после закалки и низкого отпуска имеются напряжения сжатия величиной $-40 \cdot 10^7 \dots -20 \cdot 10^7 \text{ Н/м}^2$. После шлифовки напряжения сжатия, как правило, заменяются напряжениями растяжения. Наши эксперименты показали примерно такие же результаты с довольно широким разбросом.

Напряжения, связанные с фазово-структурными превращениями в поверхностном слое, рассчитываются по очевидной и многократно проверенной зависимости [2]:

$$\sigma_{фсн} = \frac{2 \cdot G \cdot E}{4 \cdot G - E} \cdot \left(\frac{P}{P_1} - 1 \right), \quad (1)$$

где E – модуль упругости; G – модуль сдвига; P – плотность структур до шлифования; P_1 – плотность структур после шлифования.

Эта зависимость, учитывая, что при шлифовании происходит перераспределение структур аустенита, мартенсита, отпускаемого мартенсита и троостита, может быть преобразована к следующему виду:

$$\sigma_{сmp} = \frac{2 \cdot G \cdot E}{4 \cdot G - E} \cdot \left(\frac{Z_{0a}^{Pa} \cdot Z_{0m}^{Pm} \cdot Z_{0om}^{Pom} \cdot Z_{0mp}^{Pmp}}{Z_{1a}^{Pa} \cdot Z_{1m}^{Pm} \cdot Z_{1om}^{Pom} \cdot Z_{1mp}^{Pmp}} \right), \quad (2)$$

где P_a, P_m, P_{om}, P_{mp} – соответственно плотности аустенита, мартенсита, отпускаемого мартенсита и троостита; $Z_{0a}, Z_{0m}, Z_{0om}, Z_{0mp}$ – содержание соответствующих структур в поверхностном слое до шлифования; $Z_{1a}, Z_{1m}, Z_{1om}, Z_{1mp}$ – содержание соответствующих структур в поверхностном слое после шлифования.

Для точного количественного определения содержания послешлифовочных структур необходимо знать температуру точки A_1 при скоростном нагреве температурой шлифования (назовем ее $A_{1ск}$) и температуру распада мартенсита при отпуске, при которой последний превращается в троостит T_{mp} (температуру третьего превращения отпуска) и температуры точек M_n и M_k (температурный интервал образования мартенсита).

В работе получены следующие теоретико-экспериментальные зависимости:

$$A_{1ck} = A_1 \cdot v_u^{0,1}, \quad (3)$$

где A_1 – температура точки A_1 при стационарном нагреве; v_u – скорость движения теплового источника м/с.

В настоящей работе получены экспериментально-аналитические выражения, описывающие температуры точек M_n и M_k ,

Температура точки M_n

$$T_{mn} = 12,35 \cdot (34 - 16,67 \cdot C_m), \quad (4)$$

где C_m – содержание углерода в мартенсите.

Влияние легирующих элементов на положение точки M_n для вольфрама, молибдена, никеля, хрома, марганца определяется по данным работы [3].

Точка M_k определяется по уравнению

$$T_{mk} = (155 \cdot C_m^{-1,15} - 273). \quad (5)$$

Смещение этой точки под действием легирующих элементов для вольфрама, молибдена, никеля, хрома, марганца, титана определяется по данным работы [3].

Количество аустенита, образованного после шлифования, определяется исходя из следующих соображений. Если температура шлифования поверхностных слоев детали выше температуры аустенитизации (т.е. выше линии PSK на диаграмме состояний железо-углерод [3]), то весь мартенсит слоя, охваченного температурой, большей $T_{aуст}$, превращается в аустенит. Процесс этот происходит практически мгновенно, т.к. здесь имеет место только превращение кристаллической решетки ОЦК \rightarrow ГЦК. Однако, после нагрева происходит процесс быстрого охлаждения, со скоростью значительно выше критической, что должно вызвать образование мартенсита. Однако, если мартенсит поверхностного слоя полностью превращается в аустенит при нагреве, то доля образовавшегося мартенсита из вновь образованного аустенита зависит от того проходит ли температура охлаждения поверхностного слоя весь мартенситный интервал между точками M_n и M_k . В подавляющем большинстве случаев этого не происходит, поскольку точка M_k в большинстве случаев лежит в области отрицательных температур, а температура поверхности может снизиться в условиях цеха лишь до значения 20^0C . В этом случае, для послешлифовочного содержания аустенита будет справедливо соотношение

$$z_{1a} = 1 - \frac{M_n - 20}{M_n - M_k}. \quad (6)$$

Доля образуемого троостита из мартенсита, отпущенного мартенсита и остаточного аустенита при отпуске определялась по полученной нами теоретико-экспериментальной зависимости, приведенной ниже, послойно для каждого рассматриваемого слоя в глубину металла:

$$z_{1mp} = C_m \cdot \exp\left(-\frac{0,09 \cdot v_d^{0,7}}{(D \cdot t)^{0,35}} \cdot \left(0,8 - \frac{T_{нов} - T_{3omn}}{T_{3omn}}\right)\right), \quad (7)$$

где v_0 – скорость движения теплового источника; D – диаметр шлифовального круга; t – глубина шлифования; $T_{нов}$ – температура поверхности; $T_{3омн}$ – температура третьего превращения отпуска.

Тепловые шлифовочные напряжения возникают от неравномерного теплового расширения поверхностных слоев шлифуемой детали. Следует иметь ввиду то обстоятельство, что при достаточно высоких температурных величинах шлифования – выше 400°C – металл находится в термопластичном состоянии. Поэтому при неравномерном расширении слоев напряжения достигают значения предела текучести металла при данной температуре, после чего происходит пластическая деформация и релаксация напряжений. При остывании металла происходит сжатие поверхностного слоя и напряжения меняют знак. Однако по закону сохранения энергии они не могут быть больше величины, чем при расширении. Таким образом, чисто тепловые напряжения при шлифовании могут доходить до значений предела текучести металла при данной температуре шлифования. Для определения величины этих напряжений можно использовать зависимость [7, 8]:

$$\sigma = \alpha \cdot E \cdot (T + 273) \div (2 - 2\mu), \quad (8)$$

где E – модуль упругости, МПа; α – линейный коэффициент термического расширения $10^{-6} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$; μ – коэффициент Пуассона; T – температура, $^{\circ}\text{C}$.

Расчеты по этой формуле, как показывают литературные данные и наши исследования, в которых шлифовались образцы, не испытывающие фазово-структурных превращений, дают удовлетворительные результаты.

Следует отметить, что как тепловые напряжения, так и структурные, как правило, обладают положительным знаком, то есть являются напряжениями растяжения, которые чаще всего приводят к трещинам.

Напряжения наклепа являются напряжениями сжатия, то есть отрицательны. Теоретическая величина этих напряжений не рассчитана. Для экспериментального исследования напряжений наклепа необходимо было отделять тепловой фактор от силового, что было возможно при измерении напряжений образцов, шлифованных с определенной температурой шлифования и нагреваемых бегущим источником тепла, который обеспечивает температуру поверхности, равную температуре шлифования. Как показали исследования, если температура шлифования меньше 400°C , то напряжения наклепа примерно равны величине $-20 \cdot 10$ Нм. Общее напряжение определялось по формуле

$$G_{\Sigma} = G_{тем} + G_{стр} + G_{терм} + G_{накл}, \quad (9)$$

где $G_{тем}$ – тепловые напряжения; $G_{стр}$ – структурные напряжения; $G_{терм}$ – напряжения термообработки или предшествующей данному проходу термической обработки; $G_{накл}$ – напряжения наклепа.

Возможность появления трещины оценивалась в слое фазово-структурных превращений или при отсутствии последних в слое толщиной 200 мкм. Слой, в котором оценивалась возможность появления трещины, разбивался одиннадцатью координатами на десять подслоев. Поскольку в каждом подслое был свой фазово-структурный состав после шлифования, то предел прочности этого слоя оценивался, исходя из реального фазового состава по выражению

$$\sigma_{\text{слоя}} = \sigma_a^{Z_a} \cdot \sigma_{\text{март}}^{Z_{\text{март}}} \cdot \sigma_{\text{отп.март}}^{Z_{\text{отп.март}}} \cdot \sigma_{\text{троост}}^{Z_{\text{троост}}}, \quad (10)$$

где $\sigma_{\text{слоя}}$ – предел прочности металла в данном подслое; $\sigma_{\text{троост}}$ – предел прочности троостита; $\sigma_{\text{ауст}}$ – предел прочности аустенита; $\sigma_{\text{март}}$ – предел прочности мартенсита; $\sigma_{\text{отп.март}}$ – предел прочности отпущенного мартенсита [3]; Z_a , $Z_{\text{март}}$, $Z_{\text{отп.март}}$, $Z_{\text{троост}}$ – соответствующее содержание в подслоях аустенита, мартенсита, отпущенного мартенсита и троостита.

Гипотеза о существовании трещины принималась в том случае, когда предел прочности металла в данном подслое меньше действующего в данном подслое напряжения. Такая методика оценки позволяла определять глубину трещины, если она начиналась от поверхности и протяженность, если она начиналась под поверхностью.

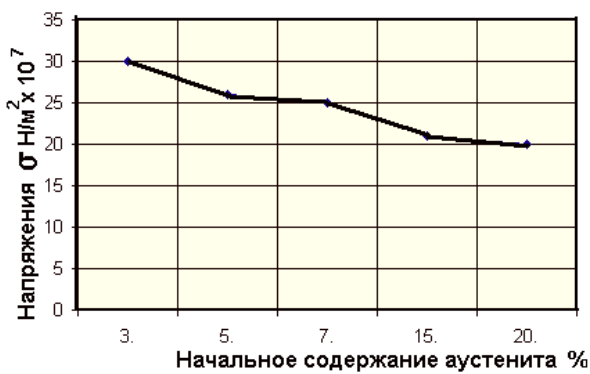


Рис.1. Изменение величины остаточных напряжений от начального содержания аустенита.

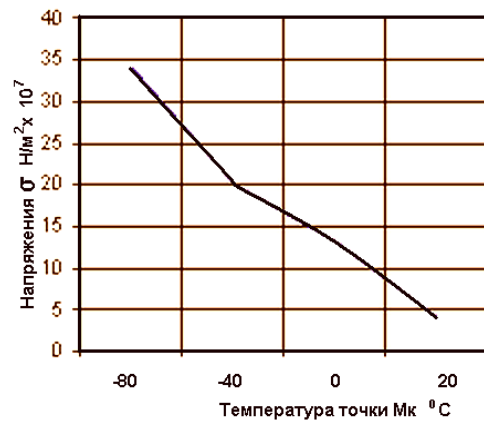


Рис.2. Изменение величины остаточных напряжений от температуры точки Мк.

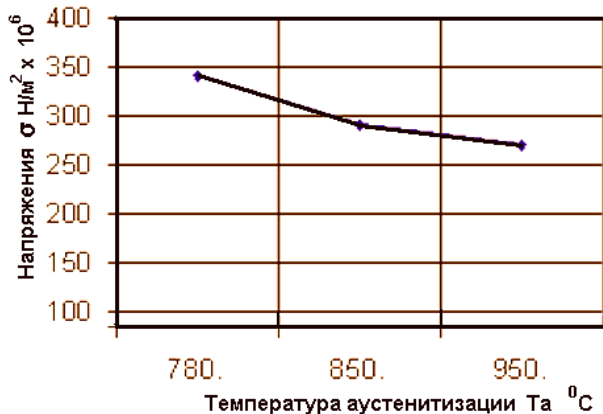


Рис.3. Изменение величины остаточных напряжений от температуры шлифования.

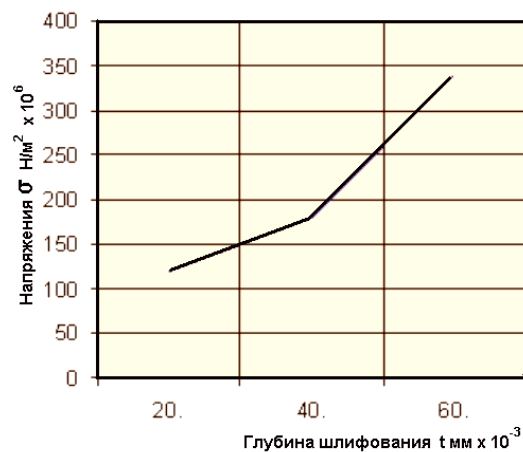


Рис.4. Изменение величины остаточных напряжений от глубины шлифования.

Математическое моделирование по программе *Mathcad* ставило перед собой целью выявить влияние термических и технологических факторов на возможность появления трещин. Расчет производился для случая зубошлифования шестерен из цементированной и закаленной на отпущенный мартенсит стали

20ХГНТР на станке 5831 при базовых данных – содержание аустенита в поверхностном слое равно 3%; $M_k = -160$; $M_n = -80$; начальные напряжения $\sigma_{нач} = -10 \cdot 10^7$ температура третьего превращения отпуска $T_{зотп} = 400^\circ\text{C}$; температура аустенитизации $T_A = -780^\circ\text{C}$; модуль зуба $M = 5$; число зубьев 35 – 50; скорость штосселя $V_2 = 5$ м/мин; глубина шлифования $t = 0,06$ мм; скорость вращения круга $V_1 = 35$ м/с. Начальное содержание аустенита в поверхностном слое изменялось от 3 до 20%. Результаты расчетов показаны на рис. 1 – рис. 4.

Найденные зависимости показывают, что в случае наличия фазовоструктурных превращений в поверхностном слое детали при шлифовании повышенное дошлифовочное содержание аустенита является полезным, так как приводит к уменьшению шлифовочных напряжений. Так при увеличении дошлифовочного содержания аустенита в поверхностном слое фактически в 7 раз величина напряжений снизилась примерно в 1,6 раза.

Расчеты с учетом влияния расположения интервала мартенситных превращений на температурной шкале показали, что при подъеме мартенситного интервала по шкале температур происходит значительное снижение напряжений. Это снижение происходит до того момента, пока точка M_k не переместится выше температуры окружающей среды. После чего дальнейшее повышение мартенситного интервала к снижению напряжений уже не приводит.

Начальное напряженное состояние самой своей величиной влияет на результирующую величину напряжений, если температура шлифования была ниже температуры отжига для снятия напряжений.

Показано также, что при повышении температуры аустенитизации от 780 до 950°C величина шлифовочных напряжений несколько уменьшается (примерно на 5 %). При повышении скорости штосселя с 5 до 20 м/мин величина напряжений уменьшается примерно в 1,3 раза. При уменьшении глубины шлифования величина напряжений уменьшается.

Выводы

1. Если по условиям технологического процесса необходимо шлифование закаленных сталей, то необходимо подбирать такой химический состав этих сталей, чтобы он обеспечивал как можно более высокую температуру точки M_k .
2. Термическая обработка должна обеспечивать существование в поверхностном слое некоторого количества остаточного аустенита (5-7%).
3. Температура шлифования должна быть (особенно на чистовых проходах) меньше температуры первой фазы рекристаллизации.
4. Скорость детали (подача инструмента) должна иметь значение около 10 м/мин.
5. Величина глубины шлифования не должна быть более 0,03-0,04 мм.

Список литературы

1. Гриднев В.Н. Механизм и кинетика фазовых превращений при высоких скоростях нагрева // Мартенситные превращения. – К.: Наук. думка, 1978. – С. 107-114.

2. Евсеев Д.Г. Физические основы процесса шлифования / Д.Г. Евсеев, А.Н. Сальников. – Саратов: изд-во Саратовского университета, – 1978. – 125 с.
3. Лахтин Ю.М. Металловедение и термическая обработка металлов / Ю.М. Лахтин. – М.: Металлургия, 1984. – 360 с.
4. Лебедев В.Г. Автоматическое управление качеством деталей при шлифовании / В.Г. Лебедев. – К.: Знание, 1981. – 25 с.
5. Аль Аджейлат С.А. Формирование прижогов отпуска при шлифовании направляющих тяжелых прессов кругами из КНБ / С.А. Аль Аджейлат, В.Г. Лебедев // Проблемы техники. Научно-виробничий журнал. – Одеса, 2007, № 4. – С. 128-150.
6. Аль Аджейлат С.А. Энергетические условия образования прижогов закалки при шлифовании направляющих тяжелых прессов кругами из КНБ / С.А. Аль Аджейлат, В.Г. Лебедев // Проблемы техники. Научно-виробничий журнал. – Одеса, 2008, № 1 – С. 130-152.
7. Клименко Н.М. Дослідження процесу обробки деталей з покриттями з плакованого карбїду титана: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / Н.М. Клименко. – Одеса, 2005. – 20 с.
8. Чумаченко Т.В. Технологическое обеспечение качества и производительность обработки поверхности шеек валов роторов газовых турбин, напыленных минералокерамикой: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / Т.В. Чумаченко. – Одесса, 2011. – 20 с.

Анотація

Деякі міркування про механізм утворення шліфувальних напруг

Розглядаються питання аналітичного й експериментального визначення термодинамічних явищ при шліфуванні загартованих сталей. Розглядаються закономірності формування залишкових напруг і тріщин поверхневого шару деталі, що шліфується.

Abstract

Some considerations about the mechanism of stress sanding

The analytical and experimental determinations of thermodynamic phenomenas in grinding of hardened steels are being discussed. The regularities of formation of residual stresses and cracks in the surface layer of grinded details were observed.

МОДУЛЬНОЕ ПОСТРОЕНИЕ СБОРОЧНО-МОНТАЖНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Гусарев В.С., канд. техн. наук, Ковальчук Е.Н., канд. техн. наук
(Одесский национальный политехнический университет)

В работе описано модульное построение сборочно-монтажного оборудования для машиностроения

Введение. В современном машиностроительном производстве изделий особое значение приобретают сборочно-монтажные процессы, осуществляемые с помощью автоматического оборудования.

Сложность сборочно-монтажного оборудования (СМО) определяется, в первую очередь, сложностью конструкции изделия, во вторую очередь, сложностью технологического процесса. В обоих случаях СМО должно обеспечивать заданную конструктором точность, требуемую технологическую производительность и, естественно, отвечать минимуму стоимости. Этим общим требованием отвечают СМО, построенные по модульному принципу. Такой принцип определяет рассмотрение сборочно-монтажные операции (СМОП) в соответствии с выполняемыми процессами и разнообразием конструктивных компонентов изделия. Исходя из приведенного, СМО комплектуются из модулей:

- входного накопителя базовых компонентов (основной детали);
- конструктивных устройств для хранения присоединяемых компонентов (деталей), которые представляют собой промежуточные накопители;
- роботы-манипуляторы, которые выполняют действия захвата собираемого компонента из накопителя и перенос его в положение установки – монтажа на конкретные базовые компоненты;
- транспорт для перемещения по позициям системы, в соответствии с СМОП;
- контрольно-измерительные устройства для проверки правильности выполняемых сборочно-монтажных операций.

Громоздкость и сложность СМО упрощается, если используют модульный принцип как для проектирования, так и для производства такого оборудования. Алгоритм функционирования строится по стандартной схеме, как для систем СМО циклового периодического, так и непрерывного действия. При проектировании СМО целесообразно применять метод структурных схем алгоритмов для описания работы таких автоматических устройств и систем.

Результаты исследований. Рассмотрим СМО, составленное из простейших модулей (рис. 1). Схема (а) состоит из накопителя базовых компонентов $\Lambda(\nu)$, манипулятора-установщика (R) и транспортного кольцевого стола ($P\gamma$) и такого же накопителя кругового типа ($\Lambda \nu$) ($P\gamma$); схема модуля (б) построена по тому же принципу, но накопитель комплектующих компонентов представлен устройством вертикального линейного типа ($\Lambda \nu$) (Pa); схемы (в) и (г)

аналогичны рассмотренным, в них применяется устройство транспортирования горизонтальное линейного типа ($P\alpha$).

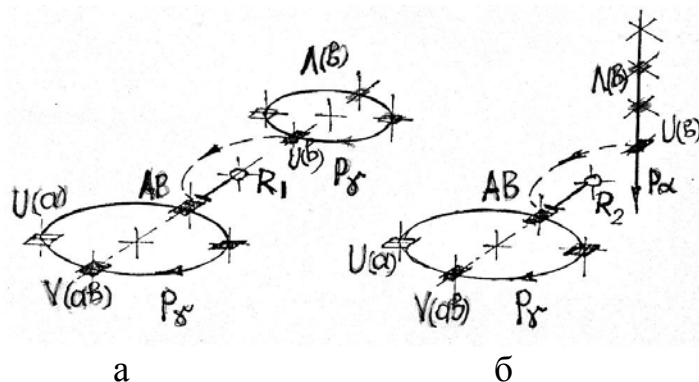


Рис. 1. СМО с кольцевым транспортным механизмом и накопителем комплектующих компонентов: а – кольцевым; б – линейным.

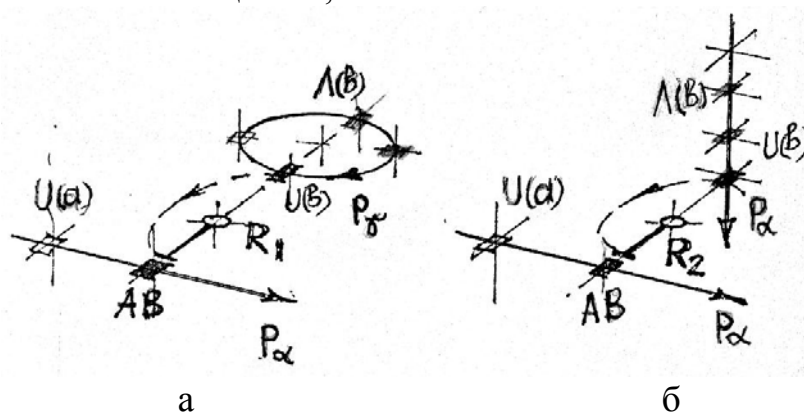


Рис. 2. СМО с линейным транспортером и накопителем комплектующих компонентов: а – кольцевым; б – линейным.

В схемах и алгоритмах приняты следующие обозначения:

- $U(a)$ - операция (оператор) ввести элемент (a);
- AB - операция (операция) установить B в A (или A в B);
- $V(av)$ - операция вывести собранный объект (av);
- $P\alpha$ - операции перемещения (линейный транспортер);
- $P\gamma$ - операция (оператор) перемещения (круговой транспортер);
- $\Lambda(b)$ - операция (оператор) хранения (накопитель);
- R - манипулятор (операция).

Алгоритм функционирования типового модуля, изображенного на рис. 1,а:

$$U(a) (P\gamma) \circ (\Lambda b) (P\gamma) (U(b) \bullet R(AB) (P\gamma) \circ V(av)).$$

Алгоритм функционирования типового модуля, например, изображенного на рис. 1,б, следующий

$$U(a) (P\alpha) \circ (\Lambda b) (P\alpha) (U(b) \bullet R(AB) (P\alpha) \circ V(av)).$$

В этих вариантах СМО сборка производится без подгонки при полной взаимозаменяемости компонентов изделия.

Алгоритм функционирования типового модуля СМО (рис. 2,а)

$$U(a) (P\alpha) \circ (\Lambda b) (P\gamma) (U(b) \bullet R(AB) (P\alpha) \circ V(av)).$$

Алгоритм функционирования типового модуля системы (рис. 2,б)

$$U(a) (P\alpha) \circ (\Lambda b) (P\alpha) (U(b) \bullet R(AB) (P\alpha) \circ V(av)).$$

В тех случаях, когда необходимо подобрать по допуску базового компонента (детали) с ним сопрягаемый, система должна содержать накопитель с элементами одной номенклатуры, но с разными интервалами допуска. Такие схемы для селективной сборки представлены на рис. 3.

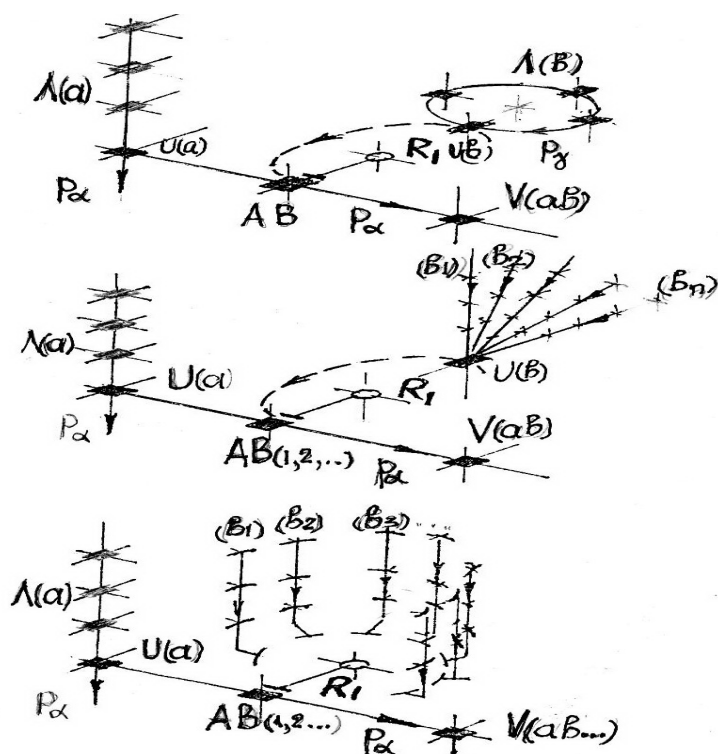


Рис. 3. Схемы сборочно-монтажного оборудования для селективной сборки.

В зависимости от результата измерения базовой детали вызывается из накопителя сопрягаемый компонент (деталь), с соответствующим интервалом допуска. Далее происходит перенос его в положение установки и сопряжения с базовым компонентом. Алгоритм функционирования этой схемы (рис. 3,а) следующий:

$$(\Lambda a)U(a) (Pa) \circ (\Lambda b) \rightarrow (Py)(U(b_{1,2,\dots})) \bullet R(AB) (Pa) \circ V(ab) .$$

Возможен другой вариант схемы СМО для селективной сборки (рис. 3,б). Схема содержит многоручьевой накопитель сопрягаемых компонентов, таких, которые обеспечат необходимое сопряжение. Деталь сбрасывается в ячейку захвата из ручья соответствующей группы. Далее манипулятор подхватывает её и устанавливает на базовый объект. Затем транспортер переадресует изделие в конечную ячейку удаления.

Алгоритм функционирования этого варианта схемы (рис. 3,б):

$$(\Lambda a) U(a) (Pa) \circ (\Lambda b)(U(b_{1,2,\dots})) \bullet R(AB)(Pa) \circ V(ab) .$$

Система (рис. 3,б) имеет одну ячейку для захвата, что упрощает работу манипулятора. Работа системы происходит в постоянном цикле.

Осуществима другая версия схемы СМО селективной сборки (рис. 3,в).

В этом варианте сборки с подбором сопряжения компонентов (деталей) накопитель имеет несколько ячеек для сопрягаемых компонентов (деталей) с разным интервалом допуска. Манипулятор после получения команды о размере базовой детали ищет ячейку с соответствующей сопрягаемой деталью. После чего захватывает её и производит соединение с основной.

Алгоритм функционирования (рис. 3,в):

$$(\Lambda a)U(a) (Pa) \circ (\Lambda b) \rightarrow (U(b) \bullet R(AB_{1,2,..}))(Pa) \circ V(ab).$$

Эти системы решают одну и ту же задачу селективной сборки разными способами. Системы (рис. 3,а и рис. 3,б) имеет одну ячейку для захвата, что упрощает работу манипулятора. Он работает по циклу и берет деталь всегда с одного места, в случае (рис. 3,в) он производит обход ячеек, и поэтому его функция усложняется. Цикл работы переменный. Однако надежность системы может быть выше из-за того, что в единственную ячейку могут попасть детали с разным интервалом допуска. Справедливости ради отметим, что сбой может происходить и в третьей системе, если манипулятор «промахнется» и возьмет сопрягаемую деталь из другой ячейки. Принятие той или другой схемы должно быть решено на основе анализа надежности и производительности сборки.

Более сложные схемы модульного построения СМО представлены на рис. 4.

Первая (рис. 4,а) содержит два стандартных модуля, в каждом из которых имеются накопители для компонентов (а) и (в) и им соответствующие манипуляторы-установщики (R1) и (R2). Алгоритм функционирования СМО:

$$\dots (\Lambda a) (Pa)(U a) (R1)(A) (Pa) \circ \dots \circ (\Lambda b) (Pa)(U b) (R2)(B) (Pa) \dots$$

Вторая схема (рис. 4,б) имеет два модуля с манипуляторами (R1) и (R2), которые обслуживают накопители компонентов соответственно (а), (в) и (с), (d).

Алгоритм функционирования СМО:

$$\dots (\Lambda a) (Pa)(U a) (R1)(A) \bullet (\Lambda b) (Pa)(U b) (R1)(B) (Pa) \circ \dots \circ \\ \circ \dots \circ (\Lambda c) (Pa)(U c) (R2)(C) \bullet (\Lambda d) (Pa)(U d) (R2)(D) (Pa) \dots$$

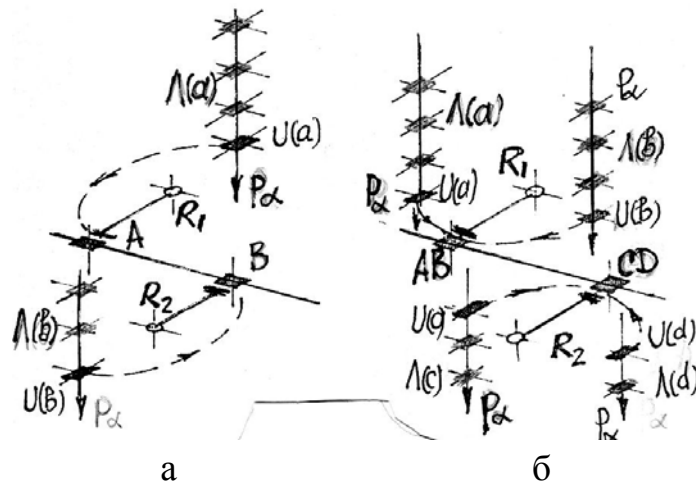


Рис.4. Фрагмент изображения схемы СМО с двумя манипуляторами.

В этих системах манипуляторы производят установку компонентов в определенные места под сборки, но не производят их сопряжение. Если такое действие требуется, то надо образовать ячейки сопряжения. В этом случае необходимо обеспечить доступность манипуляторов к этим ячейкам. В схеме (рис. 5,а) имеются два манипулятора (R1) и (R2), которые последовательно устанавливают в ячейку компоненты сборки (а) и (в) до их сопряжения. После выполнения сопряжения (AB) линейный транспортер выводит изделие из ячейки.

Алгоритм функционирования системы СМО:

$$\dots [(\Lambda a) (Pa)(U a) (R1)(A) \bullet (\Lambda b) (Pa)(U b) (R2)(B)] = (ab) (Pa) \dots$$

В схеме (рис. 5,б) также работают два манипулятора (R1) и (R2), которые последовательно собирают изделие из четырех компонентов (a), (в), (c) и (d), далее происходит вывод изделия из ячейки линейным транспортом (Pα).

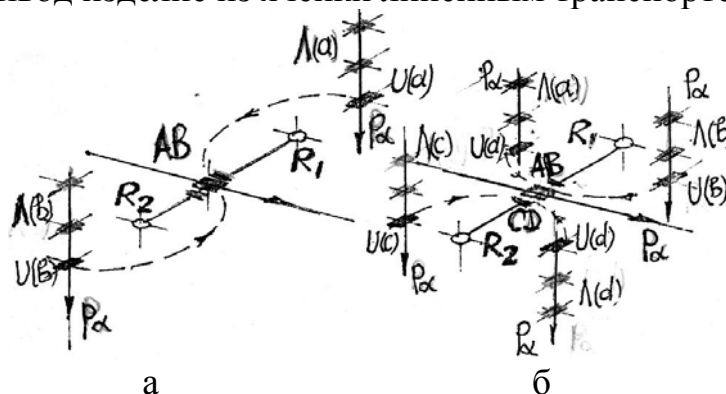


Рис. 5. Фрагмент изображения системы СМО для сопряжения компонентов (a) и (в) – рис. 5,а, и компонентов (a),(в),(c) и (d) – рис.5,б.

Алгоритм функционирования СМО:

$$\dots [(\Lambda a) (P\alpha)(Ua) (R1)(A) \bullet (\Lambda в) (P\alpha)(Uв) (R1)(B) = (ав) \bullet \bullet (\Lambda c)(P\alpha)(Uc) (R2)(C) \bullet (\Lambda d)(P\alpha)(Ud) (R2)(D) = (cd)] = (авcd)(P\alpha)\dots$$

Модульный принцип построения автоматических систем СМО позволяет создавать структуры любой сложности, а типизация алгоритмов предполагает эффективную разработку программ управления системами сборки и монтажа изделий машиностроения.

Список литературы

1. Гусарев В.С. Структурные схемы сборочных автоматов // сб. Автоматизация сборочных процессов. – Рига: РПИ – МО ЛССР. – 1980. – С. 5-10.
2. Бондарь В.И., Гусарев В.С., Панов Л.И. Исследование потенциальных возможностей автоматизированной сборки и монтажа изделий // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства. – Харків: ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 160-163.

Анотація

Модульна побудова складально-монтажного встаткування для машинобудування

У роботі описана модульна побудова складально-монтажного встаткування для машинобудування

Abstract

Modular assembly and mounting hardware for engineering

The paper describes a modular building assembly and installation of equipment for engineering

**ОЦЕНКА ФИЗИЧЕСКИХ ПРИНЦИПОВ ДЕЙСТВИЯ
ДЕМПФИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ СИСТЕМ ПОДРЕССОРИВАНИЯ
ПО ИХ ВЛИЯНИЮ НА ПЛАВНОСТЬ ХОДА ТРАНСПОРТНЫХ
СРЕДСТВ**

Дущенко В.В., докт. техн. наук
(*Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»*)

На примере гусеничной машины представлена сравнительная оценка гидравлических и фрикционных амортизаторов систем подрессоривания по их влиянию на плавность хода транспортных средств.

Введение и постановка проблемы. В настоящее время в системах подрессоривания (СП) транспортных средств применяются демпфирующие устройства (ДУ) на основе следующих двух физических принципов действия (ФПД). Первый ФПД, получивший наиболее широкое распространение, заключается в том, что гашение колебаний подрессоренного корпуса осуществляется посредством дросселирования рабочей жидкости через отверстия, каналы и щели. Техническим решением (ТР) данного ФПД являются гидравлические амортизаторы (ГА). Вторым, менее распространенным ФПД, состоит в том, что гашение упомянутых колебаний осуществляется путем трения в сжатом пакете поверхностей трения. ТР данного ФПД являются фрикционные амортизаторы (ФА). Силы сопротивления для каждого из данных ФПД имеют различный характер. У ГА они зависят от скорости относительного перемещения элементов подвески и подрессоренного корпуса, в то время как в ФА эти силы зависят только от величины данного перемещения. Возможно конструктивное выполнение, как ГА, так и ФА с сопротивлением, зависящим и от скорости, и от величины относительного перемещения. Это достигается благодаря специальным ТР, однако в данном случае они рассматриваться не будут. И тот и другой ФПД имеет как достоинства, так и недостатки, что не позволяет сделать однозначный выбор при разработке узлов перспективных СП.

Анализ последних публикаций. В работе [1] представлен анализ и сформулированы главные недостатки, рассматриваемых ФПД ДУ и реализующих их ТР. Выявлены причины возникновения данных недостатков и проведен анализ противоречий развития. В работе [2] показано, что закон зависимости сопротивления ДУ только от скорости относительного перемещения элементов подвески не является оптимальным и может приводить к дополнительному возбуждению колебаний подрессоренного корпуса. В

работе [3] описана СП танка Леопард-2 с соосными ФА, которая представлена как наиболее совершенная среди подвесок серийных военных машин.

Цель исследований – провести сравнительную оценку рассматриваемых ФПД ДУ по их влиянию на параметры плавности хода ТС и тепловую напряженность узлов.

Материалы и результаты исследований. Сравнительную оценку будем проводить путем расчетных исследований на экспериментально проверенной математической модели движения гусеничной машины (ГМ) по неровностям, которая была разработана автором [4]. Чтобы исключить влияние кинематики подвески, рассматривалась единая ходовая часть с торсионной подвеской, гидроподпрессорниками (ГП) и телескопическими ДУ, имеющими следующие варианты характеристик. На рис. 1а представлена характеристика ГА, усилие на штоке которого $P_{шт}$ зависит только от скорости перемещения данного штока $V_{шт}$, а на прямом ходе, для ограничения максимальных давлений используется клапан "отсечки".

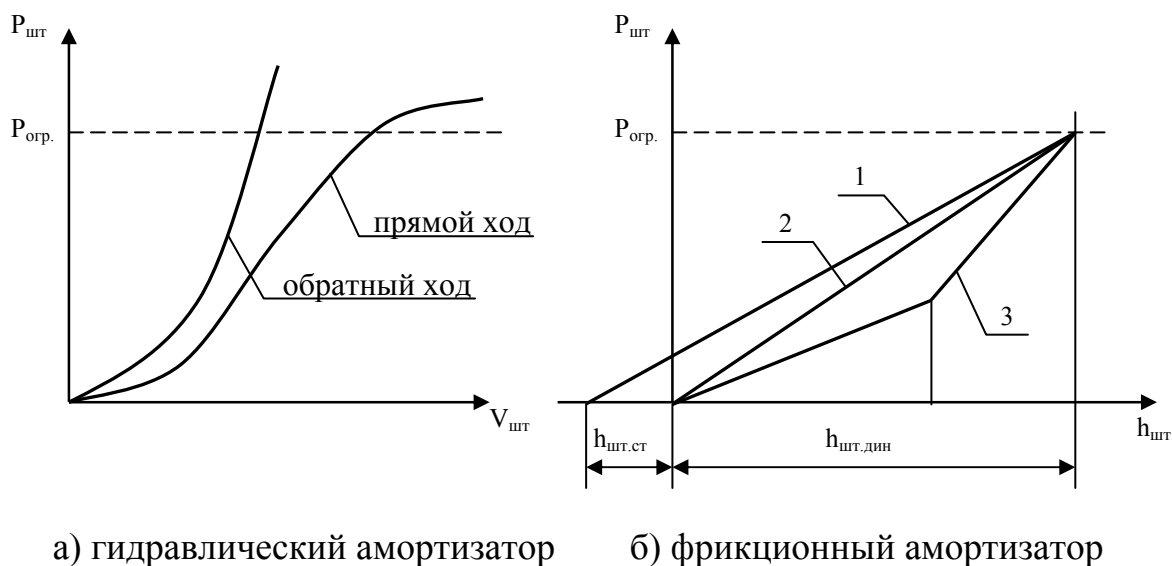


Рис. 1. Варианты характеристик ДУ подвески.

На рис. 1б представлены три варианта характеристик ФА. Здесь усилие на штоке $P_{шт}$ зависит лишь от величины перемещения штока $h_{шт}$, а также различается $h_{шт.ст.}$ и $h_{шт.дин.}$, соответствующие статическому и динамическому ходам подвески. Все три варианта характеристик и их комбинации могут быть реализованы как на прямом, так и на обратном ходах.

Рассмотрим параметры плавности хода и тепловой нагруженности ДУ и ГП при движении ГМ по синусоидальному профилю неровностей с высотой 200 мм и расстоянием между ними равным двум базам машины, который является наиболее неблагоприятным. Расчеты проведем для случая, когда ДУ имеют характеристики, представленные на рис. 1а и соот-

ветствуют ГА (вариант 1), а также для следующих комбинаций характеристик ФА (рис.1б), которые представлены в таблице.

Величину усилия $P_{огр}$ выберем из условия отсутствия зависания опорного катка на обратном ходе подвески, т.е. его момент несколько меньший, чем момент, развиваемый торсионом.

Таблица

№ варианта	Прямой ход, № прямой	Обратный ход, № прямой
2	1	1
3	2	2
4	2	1
5	3	3
6	3	1

На рис. 2, рис. 3 представлены максимальные амплитуды продольно-угловых и вертикальных колебаний подрессоренного корпуса. Из их анализа следует, что применение ДУ с сопротивлением, зависящим только от перемещения, по сравнению с ДУ, с сопротивлением, зависящим только от скорости перемещения, позволяет существенно уменьшить максимальные амплитуды продольно-угловых колебаний во всем диапазоне скоростей. Причем для резонансного режима движения (25 км/ч) амплитуды уменьшаются до 2,2 раза (вариант 1 и варианты 2,4,6).

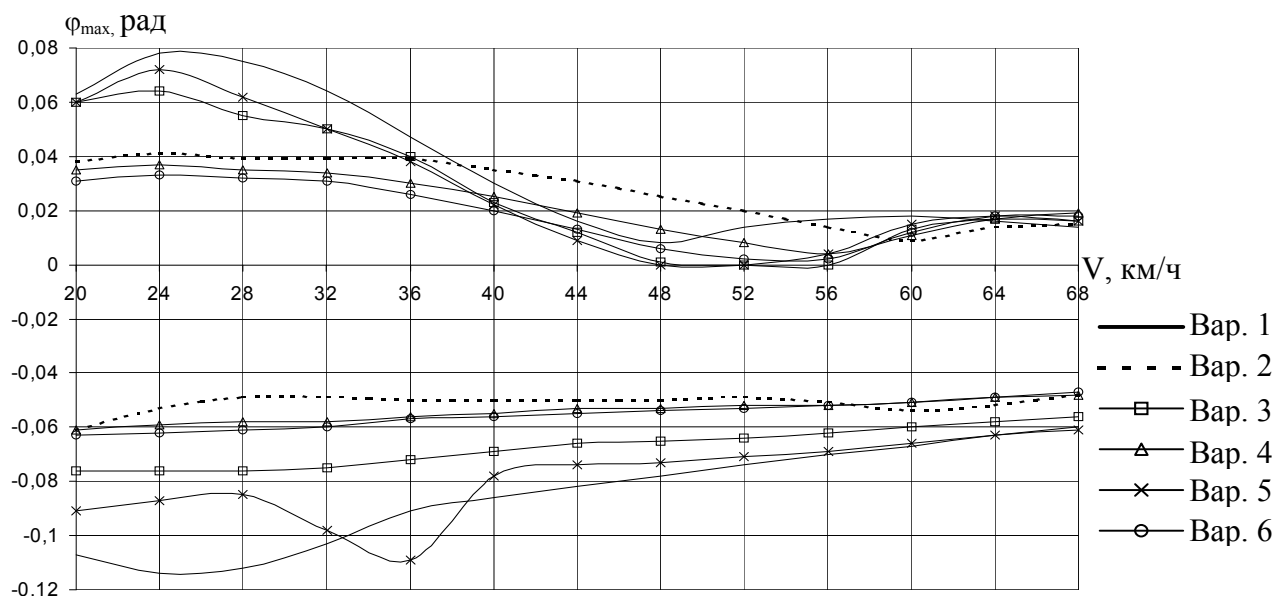


Рис. 2. Максимальные амплитуды продольно-угловых колебаний

Уменьшение максимальных амплитуд вертикальных колебаний для резонансного режима движения (36 км/ч) происходит в 1,9 раза, однако

при скоростях движения свыше 50 км/ч эти амплитуды для варианта 2 несколько увеличиваются.

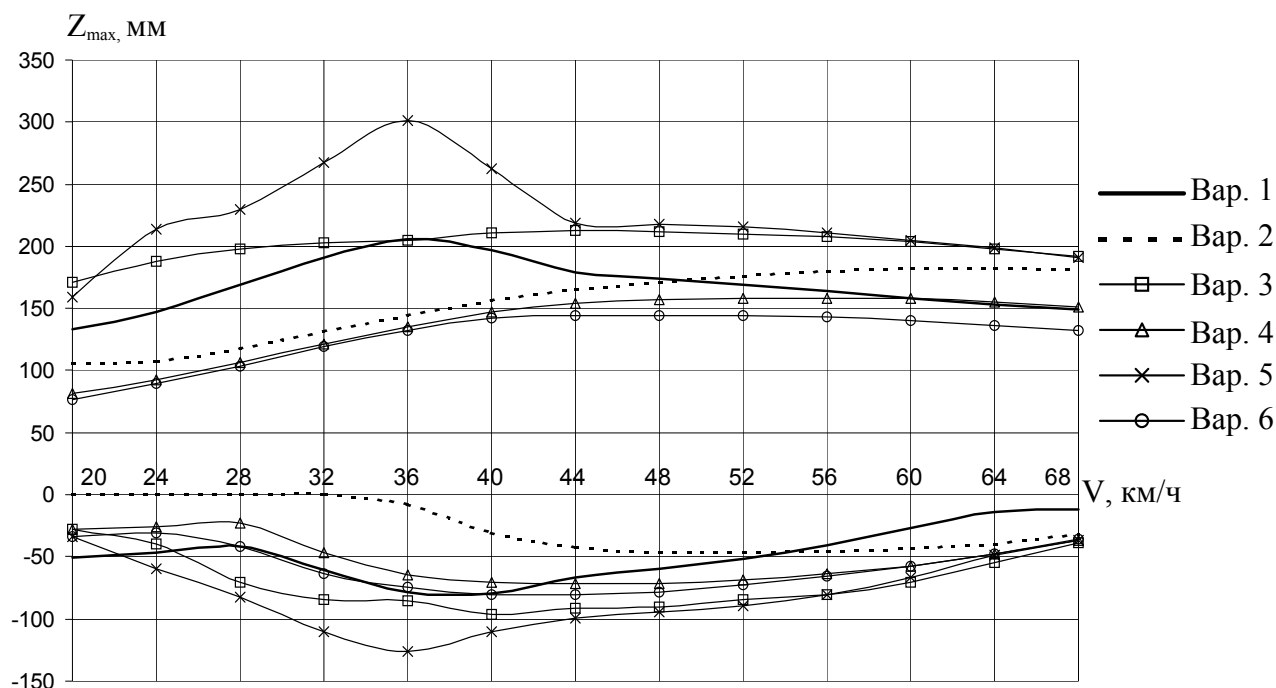


Рис. 3. Максимальные амплитуды вертикальных колебаний

Лучшими характеристиками ФА для всего диапазона скоростей движения являются варианты 4 и 6. Это объясняется "мягкой" характеристикой прямого хода, что не способствует возбуждению колебаний, и достаточно "жесткой" характеристикой обратного хода.

Полученные результаты совпадают с данными по танку "Леопард-2", на котором применяются ФА с сопротивлением, зависящим только от перемещения. Превалирующим видом колебаний его корпуса являются вертикальные, при которых, более равномерно нагружаются опорные катки, полнее используется энергоемкость всех узлов СП, и в большей степени реализуется мощность двигателя при движении по неровностям. Благодаря этому, а также использованию энергоемких ГП, СП этого танка считается наиболее совершенной [3].

На рис. 4 представлены кривые максимальных вертикальных ускорений на месте водителя, из анализа которых следует, что использование ФА (варианты 2,4,6) вместо ГА не приводит к заметному изменению их уровня при отсутствии пробоев подвески.

На рис. 5, рис. 6 представлены мощности, поглощаемые соответственно ДУ и ГП 1-й подвески. Указанные кривые свидетельствуют о том, что применение ФА (вариант 4,6) вместо ГА позволяет снизить их тепловую нагруженность в 1,7 раза, причем максимальная мощность, поглощаемая ГП также уменьшается в 1,75 раза. Это происходит благодаря уменьшению амплитуд продольно-угловых и вертикальных колебаний корпуса.

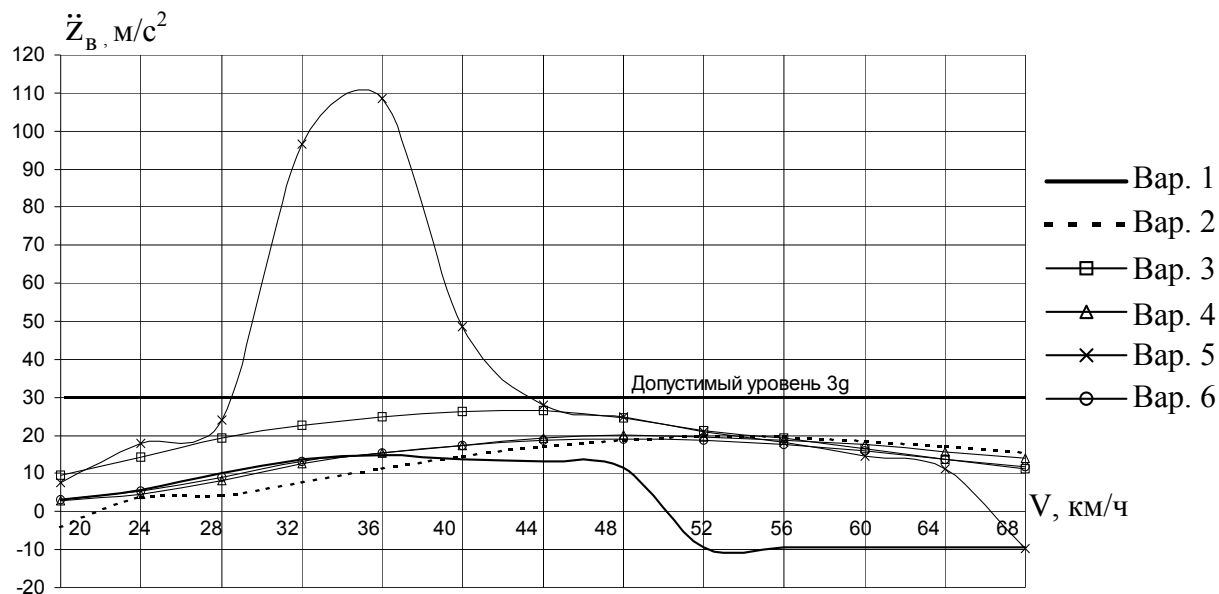


Рис. 4. Максимальные вертикальные ускорения на месте водителя

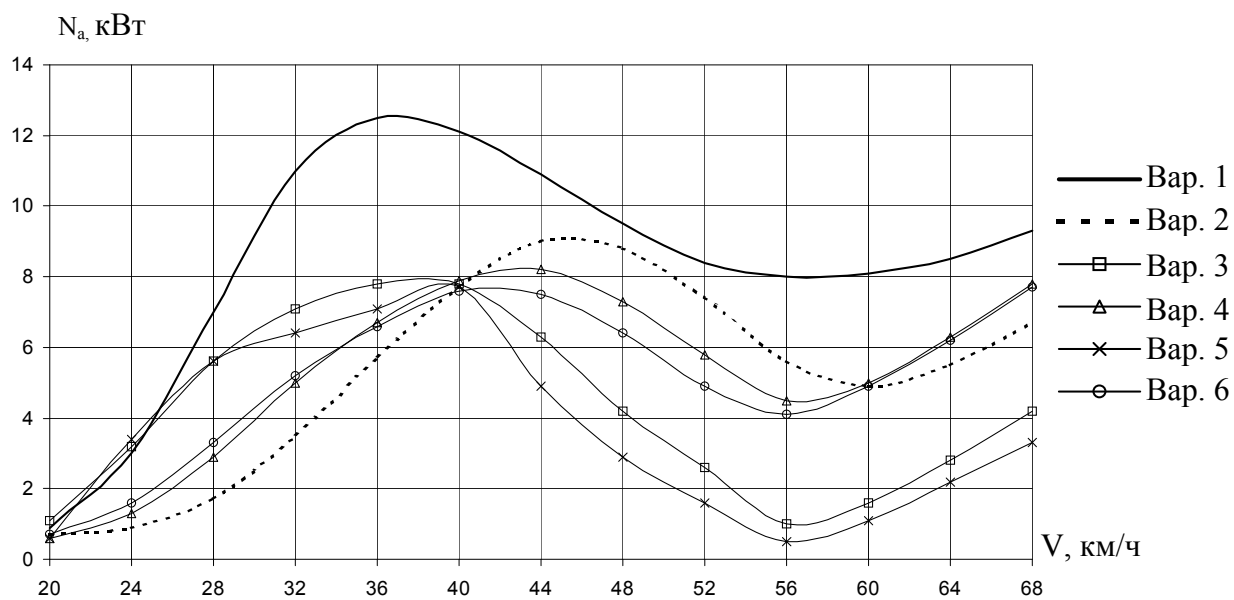


Рис. 5. Мощности, поглощаемые ДУ 1-й подвески

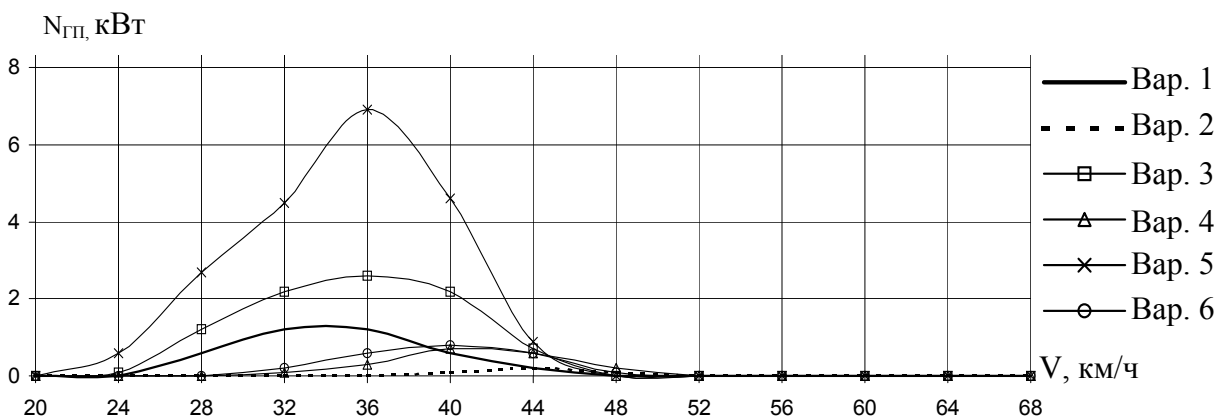


Рис. 6. Мощности, поглощаемые ГП 1-й подвески

На рис. 7 представлены скоростные характеристики СП, из которых следует, что использование ФА по сравнению с ГА позволяет увеличить минимальную проходную высоту неровностей для резонансных режимов движения (29-36 км/ч) на 30 мм. В дорезонансной зоне скоростей проходная высота также увеличивается, однако в зарезонансной зоне данный параметр несколько уменьшается, что объясняется недостаточной работой ФА, т.к. их сопротивление в отличие от ГА не зависит в конечном итоге от скорости движения ГМ.

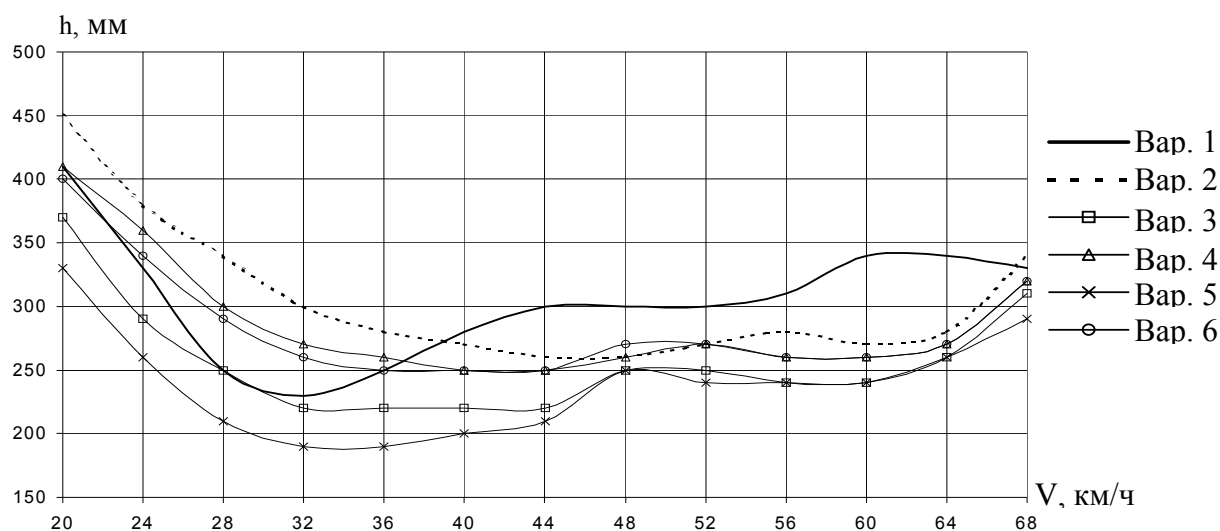


Рис. 7. Скоростные характеристики СП

Рассмотрим влияние характеристик ДУ на уровень ускорений тряски при движении ГМ по синусоидальному профилю неровностей высотой 50 мм и шагом, равным шагу опорных катков (рис. 8).

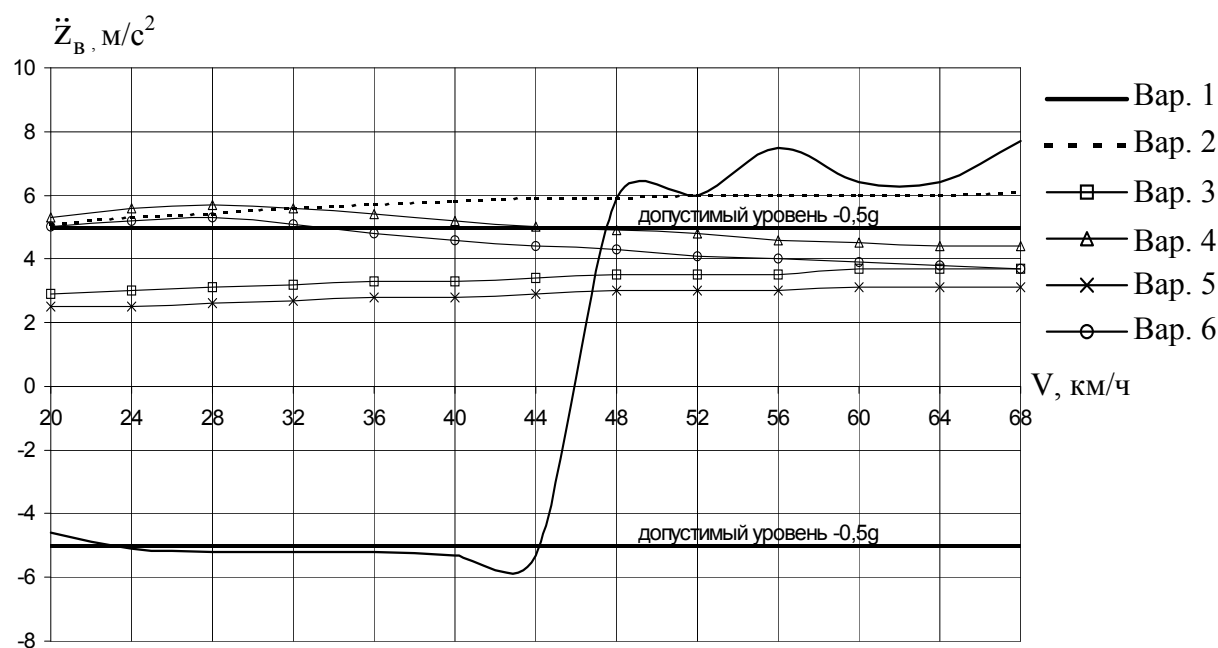


Рис. 8. Ускорения тряски

Как следует из анализа кривых, небольшое сопротивление ФА в районе статического хода подвески благоприятно сказывается на величине ускорений. В то же время ГА, несмотря на наличие 20 мм свободного хода, дают более высокий уровень ускорений, который близок и даже несколько превышает предельно допустимый.

Вывод. Применение в подвеске ТС ДУ, сопротивление которых зависит только от перемещения элементов узла, по сравнению с ДУ, сопротивление которых зависит только от скорости данного перемещения, позволяет существенно снизить их тепловую нагруженность и повысить плавность хода в дорезонансной и резонансной зоне скоростей движения машины. В зарезонансной зоне плавность хода несколько снижается, но остается на достаточном уровне.

Список литературы

1. Дущенко В.В. Недостатки, причины их возникновения и противоречия развития известных физических принципов действия демпфирующих устройств систем поддрессирования военных гусеничных и колесных машин / В.В. Дущенко // Механіка та машинобудування. – 2007. – №1. – С.113–123.
2. Дущенко В.В. К вопросу о выборе характеристики обратного хода демпфирующего устройства подвески гусеничной машины / В.В. Дущенко, С.М. Воронцов // Механіка та машинобудування. – 2002. – №1, – С. 90–92.
3. Обзоров В.С. Развитие систем поддрессирования танков / В.С. Обзоров, А.С. Стамбровский, Б.Н. Шадов // Зарубежная военная техника. Бронетанковая техника и вооружение. Обзоры. – М.: – 1984. – Вып. 2. – С. 54–62.
4. Колебания в транспортных машинах / [Александров Е.Е., Грита Я.В., Дущенко В.В. и др.]; – Харьков: ХДПУ, 1996. – 256 с.

Анотація

Оцінка фізичних принципів дії демпфіруючи пристроїв систем підресорювання по їх впливу на плавність ходу транспортних засобів

На прикладі гусеничної машини представлено порівняльну оцінку гідравлічних та фрикційних амортизаторів систем підресорювання по їх впливу на плавність ходу транспортних засобів.

Abstract

Estimation of physical modes of functioning of damping devices of systems of cushioning on their agency on smoothness of a course of vehicles

On a tracklaying vehicle instance the comparative estimation hydraulic and friction shock absorbers of systems of cushioning on their agency on smoothness of a course of vehicles is presented.

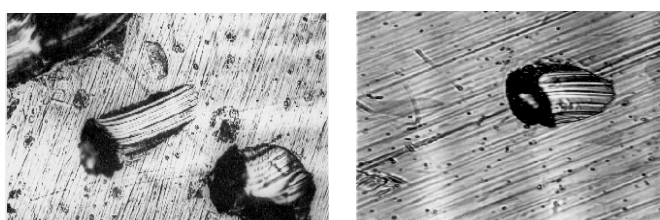
ФИЗИЧЕСКИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ЗАТОПЛЕННЫМИ СТРУЯМИ

Андилахай А.А., канд. техн. наук, доц.

(Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь)

Раскрыта физическая сущность и обоснованы технологические возможности абразивной обработки деталей затопленными струями

Введение и постановка задачи. Изучению сущности взаимодействия абразива с деталью посвящено много работ. Наибольшую часть среди них представляют исследования механизма взаимодействия поверхностей деталей и абразивных гранул.



а

б

Рис. 1. Следы абразивных зерен на полированных поверхностях латунных образцов: а – после жидкостно-абразивной обработки, б – после воздушно-абразивной обработки (увеличение $\times 840$).

По результатам исследований большинства авторов [1, 2, 3] можно сделать вывод о том, что из числа существующих механизмов съема металла в большинстве методов механической отделочной обработки абразивом, доминирующим является микрорезание. В случаях жидкостно-абразивной или воздушно-абразивной струйной обработки (рис. 1), характер взаимодействия абразива и деталей наиболее близок к методу обработки затопленными струями.

Для выяснения сущности процесса абразивной обработки затопленными струями необходимо установить закономерности, которым подчиняется процесс взаимодействия единичного абразивного зерна и обрабатываемого металла. Целью работы является анализ механизма взаимодействия абразивных зерен и металлических деталей в струе.

Результаты исследований. Механизм съема металла изучался методом микроскопического исследования единичных следов абразивных зерен на полированной поверхности латунных образцов прямоугольной формы габаритными размерами от $6 \times 3 \times 2$ до $20 \times 10 \times 2$ мм. На фотографии (рис. 2) представлен фрагмент полированной поверхности с единичными следами, из которых в основном и складывается новая поверхность. В большинстве случаев это короткие царапины переменной глубины. Как правило, такие царапины оканчиваются рельефными отпечатками граней или ребер абразивных зерен с четко выраженными наплывами металла.

На основании результатов скоростной съемки установлено, что в рабочей камере в процессе движения жидкости, абразивных частиц и деталей под действием струй сжатого воздуха (рис. 3) имеют место многочисленные



Рис. 2. Фрагмент полированной поверхности латунного образца с единичными следами абразивных зерен (увеличение $\times 235$)

столкновения абразивных частиц и деталей, вызывающие пластическую деформацию микрообъемов металла их поверхности. Поскольку истечение струй в спутный поток жидкости характеризуется отсутствием сколько-нибудь значимых поперечных течений и имеет в основном квазиламинарное движение, столкновения деталей и абразивных частиц за счет поперечных перемещений отсутствуют. Очевидно, что силы, действующие на детали и абразивные частицы, сообщают им ускорение, величина которого зависит от их физических свойств, габаритных размеров и геометрической формы.

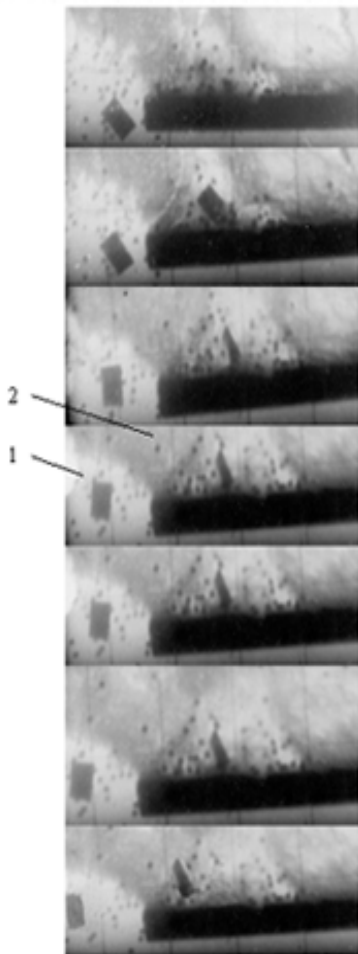


Рис. 3. Кинограмма процесса истечения струи сжатого воздуха в воду: 1 – контрольные образцы; 2 – абразивный материал.

Для раскрытия механизма образования рельефа и физических явлений, сопровождающих процесс обработки, необходимо выявить закономерности взаимодействия абразивных частиц с поверхностью обрабатываемых деталей путем изучения характера, размеров и количества следов [4].

Характер следов абразивных частиц на полированных латунных образцах отражает качественное многообразие их столкновений. Экспериментально установлена закономерность распределения следов абразива по поверхности деталей плоской формы. В процессе обработки детали переносятся струями сжатого воздуха от сопла к соплу по замкнутой ломанной линии. Попадая очередной раз в струю, детали плоской формы могут располагаться вдоль потока, не оказывая ему большого сопротивления (рис. 4,а), под углом к потоку, отбрасываясь им в сторону (рис. 4,б), и поперек потока, воспринимая его давление всей площадью (рис. 4,в). В первом случае скорость детали минимальна, следовательно, скорость абразивных зерен относительно деталей имеет наибольшую величину, кроме того, двигаясь вдоль осей струй с малой скоростью, деталь находится относительно большее время под воздействием абразивных зерен, чем в последнем случае (рис. 4,в), когда она движется со скоростью, близкой скорости абразивных зерен. Таким образом, при обработке

плоских деталей абразивные зерна воздействуют преимущественно на их торцовые поверхности со стороны меньшего лобового сопротивления. Можно сделать вывод о том, что при обработке плоских деталей процесс локализуется на их кромках. На фотографиях (рис. 5) представлены наиболее характерные следы ударов абразивных частиц на полированных латунных образцах, свободно помещенных в рабочую камеру и обрабатываемых в течение одной минуты. Следы воздействия абразива чаще всего имеют форму царапин длиной 45–120 мкм, глубиной 2–6 мкм. В ряде случаев по кромкам царапин располагается вытесненный из них металл, имеющий форму валика высотой 0,5–5 мкм.

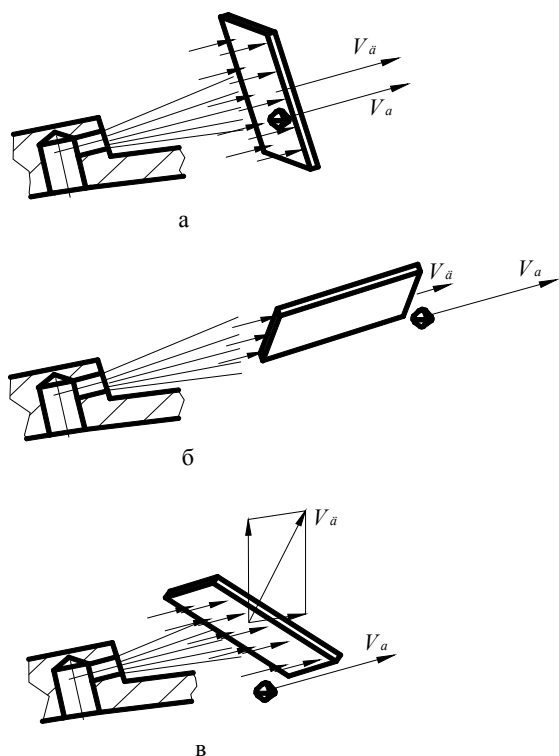


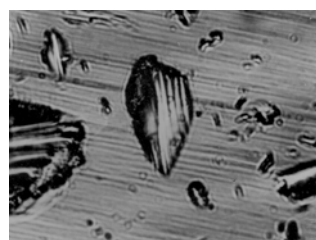
Рис. 4. Соотношение скоростей абразивного зерна V_a и детали V_d , находящихся в зоне действия сопла при ориентации детали: а – поперек потока; б – вдоль потока; в – под углом к потоку



Рис. 5. Наиболее характерный единичный след абразивного зерна на полированной поверхности образца из латуни ЛС 59-1 (увеличение $\times 1100$).



а



б

Рис. 6. Следы абразивных зерен карбида кремния зеленого (63С 63П) на полированных поверхностях латунных образцов, обработанных в течение 20 с: а – в закрепленном состоянии относительно струи; б – в свободном состоянии (увеличение $\times 1100$).

На основе сопоставления следов абразива на образцах, которые обрабатывались в свободном состоянии и закрепленными относительно струи, а следовательно, с известным направлением воздействия, установлено, что абразивное зерно прочерчивает след, постепенно углубляющийся в металл, часто оканчивающийся валиком вытесненного металла. Из фотографии (рис. 6) видно, что единичные следы на образцах, обработанных в закрепленном и не закрепленном состоянии, идентичны и отличаются лишь размерами и направлением воздействия зерен. Учитывая форму и габаритные размеры большинства следов абразивных зерен (рис. 5), направление их движения (рис. 6), а также форму их вершин, можно построить схему взаимодействия вершины абразивного зерна и металла, при этом следует руководствоваться данными Кашеева В.Н., согласно которым средний радиус вершин абразивных зерен из карбида кремния зеленого (63С) и электрокорунда нормального (14А) находится в пределах, 7–12,5 мкм. Схема взаимодействия абразивного зерна и детали представлена на рис. 7. На схеме показана вершина абразивного зерна 1, деформирующая металл детали 2.

Поскольку скорость движения вершины абразивного зерна изменяется от V_0 до 0, на схеме показано текущее значение скорости V . По мере продвижения вершины зерна перед ней образуется валик поднятого металла, который является началом процесса стружкообразования. Однако сьем металла в этом случае не имеет места, так как скорость движения вершины падает до нуля. Как видно из схемы, глубина внедрения вершины абразивного зерна и высота образовавшегося валика в сумме составляют высоту микронеровностей (рис. 7, рис. 8).

На схеме (рис. 9) показаны струи сжатого воздуха, которые приводят во вращение жидкость и погруженные в нее абразивные частицы. Абразивные частицы периодически попадают в струи и приобретают в них значительные скорости. Установлено, что средняя скорость истечения сжатого воздуха вдоль оси струи составляет 50–80 м/с, а средняя скорость общего спутного потока жидкости, абразива и деталей – 1,5–1,8 м/с. Подсчетом количества следов абразивных зерен на поверхности полированных образцов определен процент следов, из которых удален металл. Эти следы составляют 4–5 % от их общего числа.

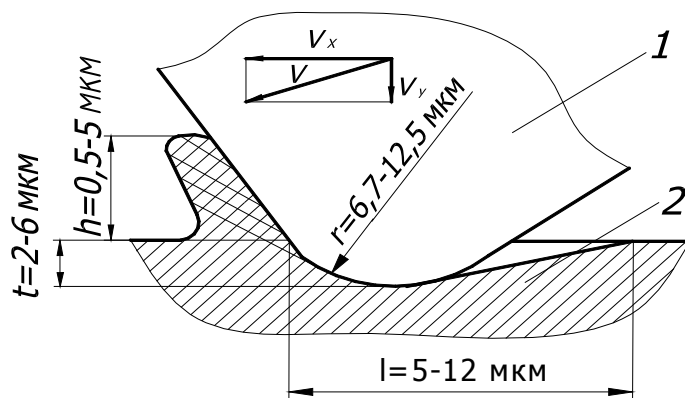


Рис. 7. Схема взаимодействия вершины абразивного зерна с деталью: 1 – вершина абразивного зерна, 2 – обрабатываемая деталь, t – глубина внедрения, h – высота валика, l – путь резания, V – скорость резания, ρ – радиус сферической вершины.

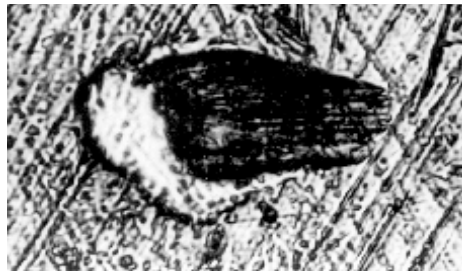


Рис. 8. След вершины абразивного зерна на поверхности полированного образца из латуни ЛС 59-1 (увеличение $\times 1070$).

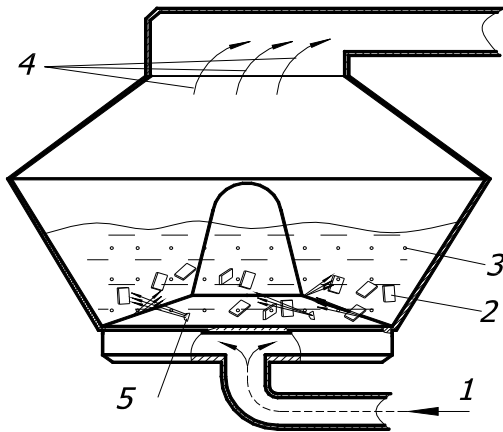


Рис. 9. Схема действия струй сжатого воздуха на детали и абразивный материал в жидкости: 1 – сжатый воздух, 2 – обрабатываемая деталь, 3 – абразивное зерно, 4 – отработанный сжатый воздух, 5 – воздушное сопло.

Выводы. Полученные результаты показывают, что рассматриваемый метод струйно-абразивной обработки эффективно применять для удаления заусенцев и уменьшения микронеровностей на поверхности, образованных на предыдущей операции, поскольку размеры единичного среза соизмеримы с размерами микронеровностей и заусенцев. Экспериментально установлено, что кромки плоских деталей подвергаются более интенсивной обработке, чем плоскости.

Список литературы

1. Бабичев А.П. Вибрационная обработка деталей в абразивной среде/ А. П. Бабичев.- М.: Машиностроение, 1968. – 215 с.
2. Кащеев В. Н. О механизме разрушения металлической поверхности свободно ударяющейся частицей/ В. Н. Кащеев, В. М. Глазков // Изв. вузов. Энергетика.- 1961.- С. 5 -9.
3. Соломеин И. А. Некоторые закономерности процессов микроцарапания в зависимости от глубины и скорости резания: Автореф. дис. ... канд. техн. наук/ И. А. Соломеин.- Томск, 1969. - С. 8 - 18.
4. Андилахай А.А. Абразивная обработка деталей затопленными струями / А.А. Андилахай. – Мариуполь: ПГТУ, 2006. – 190 с.

Анотація

Фізичні й технологічні закономірності абразивної обробки деталей затопленими струменями

Розкрито фізичну сутність і обґрунтовані технологічні можливості абразивної обробки деталей затопленими струменями

ШЛИФОВАНИЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ТАРЕЛЬЧАТЫМИ КРУГАМИ ИЗ СТМ

Рябченко С.В. (ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, Киев)

Рассматриваются вопросы повышения эффективности шлифования высокоточных зубчатых колес 3–4 степени точности, основанной на использовании инструмента из сверхтвердых материалов. Исследована работоспособность тарельчатых шлифовальных кругов из кубического нитрида бора на различных связках и даны рекомендации по их применению при зубошлифовании.

Введение и постановка задачи. Зубошлифование является одним из методов финишной обработки закаленных зубчатых колес. Зубошлифование двумя тарельчатыми кругами позволяет получать зубчатые колеса 4–5-й степени точности с шероховатостью поверхности $Ra = 1,0–0,3$ мкм [1].

Повышение производительности зубошлифования при сохранении достаточно высокой точности – основной путь совершенствования этого метода. В связи с этим предпринимались попытки создания кругов для зубошлифования из сверхтвердых материалов [2].

Целью исследований было изучение работоспособности и износа тарельчатых кругов и разработка на их основе технологии финишного шлифования зубчатых колес.

Результаты исследований. Исследование осуществляли на специальном стенде, созданном на базе зубошлифовального станка модели 5891 [3]. Станок был модернизирован для шлифования зубчатых колес с охлаждением и правкой кругов электроэрозионным методом. Зубошлифовальный станок настраивали на нулевой метод шлифования зубчатых колес. Скорость шлифовального круга – $v_k = 27$ м/с, глубина шлифования – $t = 0,01–0,1$ мм.

При проведении исследований по шлифованию зубчатых колес применялись круги 12A2-20° из кубического нитрида бора (КНБ) зернистостью 125/100 на металлической связке. Шлифовались зубчатые колеса из стали ХВГ (59–61 HRC) с модулем $m = 6$ мм, числом зубьев $z = 21$ зуб, шириной венца $B = 20$ мм.

Работоспособность тарельчатых кругов из КНБ при шлифовании зубчатых колес оценивали следующими показателями: мощностью шлифования (N), шероховатостью обработанной поверхности (Ra), точностью эвольвентного профиля зуба (f_f), величиной съема обрабатываемого материала и износом круга. Износ тарельчатого круга оценивали по изменению профиля слепка, оставленного на тонкой металлической пластине режущей частью вращающегося круга. Износ круга определяли по двум параметрам: износом по торцу – h и по диаметру – l .

Исследования работоспособности тарельчатых кругов из КНБ при зубошлифовании на керамических, металлических и органических связках производили при интенсивном охлаждении зоны шлифования.

Предварительные испытания показали, что при работе без охлаждения на поверхности зубчатого колеса образуются «прижоги», а шлифовальные круги быстро теряют режущую способность. Анализ результатов показал, что мощность шлифования кругами из КНБ на керамической связке на 30–40 % выше по сравнению со шлифованием кругами из КНБ на органических связках. При прямом и обратном ходе каретки станка мощность шлифования практически не зависит от времени обката зубчатого колеса, хотя небольшой рост мощности заметен при уменьшении времени обката. Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на керамической связке обеспечивало высокую точность ($f_r = 4\text{--}5$ мкм) эвольвентного профиля зуба по сравнению с исходным профилем ($f_r = 8\text{--}14$ мкм).

Исследование работоспособности тарельчатых кругов из КНБ на металлической связке (12A2-20° 225x3x3x40–КР 125/100–М2-09–100) производили с использованием правки круга электроэрозионным методом. Установлено, что мощность шлифования кругами из КНБ на металлической связке при прямом и обратном ходе каретки станка на 15–20 % выше по сравнению со шлифованием кругами из КНБ на органических связках. Шероховатость поверхности зубчатого колеса при всех исследуемых режимах соответствовала $Ra = 0,7\text{--}0,75$ мкм, при этом ее большее значение определялось меньшим значением времени обката ($t = 3$ с). Глубина резания на шероховатость не оказывала существенного влияния.

Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на металлической связке обеспечивает высокую точность эвольвентного профиля зуба ($f = 5\text{--}6$ мкм) по сравнению с исходным профилем ($f = 11\text{--}12$ мкм). Для получения высокой точности эвольвентного профиля необходимо проведение 2–3 чистовых проходов с последующим выхаживанием. Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на металлических связках обеспечивает разность соседних шагов зубчатого колеса равным 2–4 мкм, что является показателем высокой точности обработки.

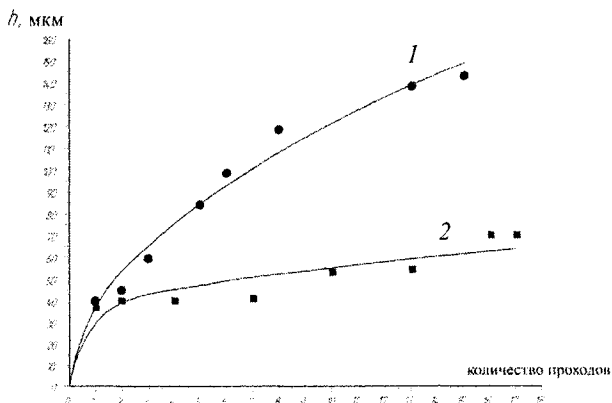


Рис. 1. Зависимость износа круга по торцу h от количества проходов (1 – при $t = 0,05$ мм, 2 – при $t = 0,02$ мм).

Исследование износа тарельчатых кругов и его влияние на точность эвольвентного профиля зубчатого колеса производилось при черновом (с глубиной $t = 0,05$ мм) и чистовом (с глубиной $t = 0,02$ мм) зубошлифовании.

Установлено, что после ускоренного износа круга в течение первого прохода величина интенсивности износа в дальнейшем стабилизируется (рис. 1, рис. 2). Шлифовальный круг работает равномерно без наступления критического износа. Это характерно как для чернового, так и чистового зубошлифования. В то же время характер изменения погрешности профиля и мощности шлифования говорит о том, что правка круга на чистовых режимах не требуется.

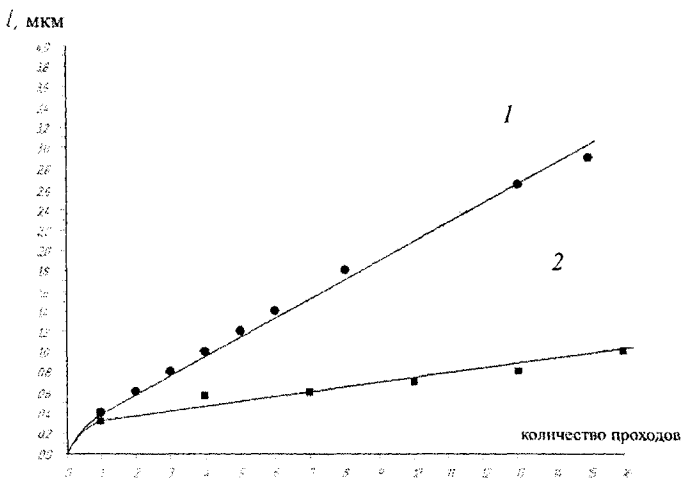


Рис. 2. Зависимость износа круга по диаметру l от количества проходов (1 – при $t = 0,05$ мм, 2 – при $t = 0,02$ мм).

Выводы

1) Анализ проведенных экспериментов показал, что лимитирующим параметром точности обработки зубчатого колеса является размерный износ тарельчатого круга, который практически пропорционален количеству обработанных зубьев без правки.

2) Величина износа определяет точность обрабатываемого зубчатого колеса. Изменение износа показывает, что после ускоренного периода приработки круга в течение первого прохода величина его в дальнейшем стабилизируется.

3) В течение всей обработки мощность резания практически остается на одном уровне. Не изменяется и фактический съем материала, находясь в пределах 0,61–0,50. Это обстоятельство говорит о том, что в процессе

шлифования зубчатых колес тарельчатый круг из КНБ работает в режиме самозатачивания. Изменяются только геометрические параметры шлифовального круга за счет его износа.

4) Таким образом, разработанная технология зубошлифования, основанная на кругах из КНБ, позволяет повысить производительность обработки, обеспечить требуемое качество и точность зубчатых колес из железистоуглеродистых сплавов.

Список литературы

1. Гулида Э.Н. Технология отделочных операций зубообработки цилиндрических колес. – Львов: Издательское объединение "Вища школа", 1977. – 168 с.
2. Мишнаевский Л.Л. Износ шлифовальных кругов. – Киев: Наукова думка, 1982. – 192 с.
3. Рябченко С.В. Разработка технологии шлифования зубчатых колес тарельчатыми кругами из СТМ. С. 161–168 // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверхні деталей машин: Зб. наук. праць (Серія Г «Процеси механічної обробки, верстати та інструменти»)/НАН України. ІНМ ім. В.М. Бакуля. – Київ, 2006. – 240 с.

Анотація

Шліфування зубчастих коліс тарілоччастими кругами з НТМ

Розглядаються питання підвищення ефективності шліфування високоточних зубчастих коліс 3–4 ступеня точності, заснованої на використанні інструмента з надтвердих матеріалів. Досліджена працездатність тарілоччастих шліфувальних кругів з кубічного нітриду бору на різних зв'язках і дані рекомендації з їхнього застосування при зубошліфуванні.

Abstract

Tooth grinding mop disc from STM

The problems of increasing the efficiency of grinding highly precision gear-wheels of the 3–4 degree of precision using superhard material tools are discussed. The efficiency of cubic boron nitride dish grinding wheels in various bonds has been studied. Recommendations how to use cubic boron nitride wheels in gear grinding are given.

ЗМІСТ

Скобло Т.С., Сидашенко А.И., Власовец В.М., Ключко О.Ю. ОЦЕНКА ТВЕРДОСТИ РАБОЧЕГО СЛОЯ ЦЕНТРОБЕЖНОЛИТЫХ ВАЛКОВ ИЗ ВЫСОКОХРОМИСТОГО ЧУГУНА ПО МАГНИТНОМУ ПАРАМЕТРУ	4
Скобло Т.С., Ключко О.Ю., Белкин Е.Л. МЕТОДИКА МОДЕЛИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ МЕТАЛЛОВ С ПОМОЩЬЮ ПЕРЕСТАНОВКИ ПИКСЕЛЕЙ ИЗОБРАЖЕНИЯ	10
Коломиец В.В., Тищенко Л.Н., Суглобова В.В., Любичева К.М. ОСОБЕННОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТРЕНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ НАПЛАВЛЕННЫХ МАТЕРИАЛОВ	22
Гапонов В.С., Музыкин Ю.Д., Столбовой А.С. ХОЛОДНАЯ ЗАТЯЖКА КРУПНОГО РЕЗЬБОВОГО КРЕПЕЖА РАБОЧИХ КОЛЕС ОСЕВЫХ ГИДРОТУРБИН – АЛЬТЕРНАТИВА ТЕПЛОВОЙ ЗАТЯЖКЕ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ НАГРЕВАТЕЛЯ ГТИ-334 ..	27
Столбовой А.С., Музыкин Ю.Д., Свиргун О.А. РАСЧЕТ ДАВЛЕНИЯ В СМАЗОЧНОМ СЛОЕ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО УПОРНОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ	31
Тришевский О.И. Гончаренко Е.А., Бондаренко С.Н. НАНЕСЕНИЕ УПРОЧНЯЮЩИХ РИФЛЕНИЙ НА ПЛОСКИЕ ЭЛЕМЕНТЫ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ, КАК ФАКТОР СНИЖЕНИЯ МЕТАЛЛОЁМКОСТИ ПРОДУКЦИИ	35
Краснощек Ю.С., Новобранова М.В., Рябоштан С.А., Винокуров Е.А. СВОБОДНООБКАТНОЕ РЕЗАНИЕ НАРУЖНОЙ СФЕРИЧЕСКОЙ ПОВЕРХНОСТИ	40
Ольшанский В.П., Ольшанский С.В. ПРИБЛИЖЕННЫЙ РАСЧЕТ КОЛЕБАНИЙ ЗЕРНОВОЙ СМЕСИ В ЦИЛИНДРИЧЕСКОМ ВИБРОРЕШЕТЕ	48
Новиков Ф.В., Андилахай В.А. РАЗРАБОТКА ЭФФЕКТИВНОГО ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА КРУГЛОГО ШЛИФОВАНИЯ НАПЛАВЛЕННЫХ КОНТАКТНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ КОНУСОВ И ЧАШ ЗАСЫПНЫХ АППАРАТОВ	55
Жовтобрюх В.А. ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ СЕБЕСТОИМОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ	68
Новиков Ф.В., Ковальчук А.Н., Бережной Р.А. ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ОПЕРАЦИИ ШЛИФОВАНИЯ ВНУТРЕННИХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПО КРИТЕРИЮ НАИМЕНЬШЕГО ОСНОВНОГО ВРЕМЕНИ ОБРАБОТКИ	74
Иванов И.Е. ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ	

КРУГЛОМ ШЛИФОВАНИИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ	86
Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н.	
ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ АБРАЗИВНЫМИ ЗЕРНАМИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ	91
Дервянченко А.Г., Косс Е.В., Синьковский А.С., Овчаренко А.В.	
ОЦЕНКА ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА С УЧЕТОМ АНАЛИЗА СТАБИЛЬНОСТИ ЕЕ СТРУКТУРЫ	98
Дитиненко С.А.	
СУЩЕСТВУЮЩИЕ ПОДХОДЫ К ОПТИМИЗАЦИИ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ФИНИШНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ	103
Иванов Е.И.	
ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА В КРУПНОГАБАРИТНЫХ КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЯХ	108
Кравченко П.А., Макутонина Л.В.	
СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПРОТОКОЛОВ СОГЛАСОВАНИЯ ОБЩЕГО КЛЮЧА НА ОСНОВЕ ИДЕНТИФИКАЦИОННЫХ ДАННЫХ	113
Бондар О.О.	
МОДЕРНІЗАЦІЯ ПРОГРАМНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ОБРОБКИ ТИПОВИХ ЕЛЕМЕНТІВ НА ТОКАРНИХ ВЕРСТАТАХ З ЧПК	121
Новиков Г.В.	
ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННАЯ ПРАВКА АЛМАЗНОГО КРУГА ПРИ НАРЕЗКЕ ХРУСТАЛЯ	126
Лищенко Н.В.	
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ И ГЛУБИНЫ ДЕФЕКТНОГО СЛОЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ	136
Лищенко Н.В., Мочуляк А.В., Ларшин В.П.	
ТЕМПЕРАТУРА ШЛИФОВАНИЯ С УЧЁТОМ ОХЛАЖДАЮЩЕГО ВЛИЯНИЯ СОЖ	144
Рябенков И.А., Дерябин В.С., Новиков Ф.В., Полянский В.И.	
ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ МАГНИТНЫХ СПЛАВОВ	151
Савченко Н.Ф.	
К РАЗРАБОТКЕ ТЕХНОЛОГИИ ШТАМПОВКИ С РАЗДАЧЕЙ ПОЛУФАБРИКАТОВ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ СЛОЖНОЙ ФОРМЫ	155
Полянский В.И.	
ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ С УЧЕТОМ ПЕРИОДИЧЕСКОГО ПРЕРЫВАНИЯ ПРОЦЕССА	160
Дервянченко А.Г., Бабилунга О.Ю., Соценко А.О., Фомина О.В.	
РАЗРАБОТКА ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СИСТЕМЫ ДЛЯ ДИАГНОСТИРОВАНИЯ ДЕФЕКТОВ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ	175

Клименко С.А., Копейкина М.Ю., Манохин А.С. УПРАВЛЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТЬЮ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА, ОСНАЩЕННОГО ПСТМ НА ОСНОВЕ КНБ	183
Гончаренко А.А., Гончаренко Е.А. ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ШЛИЦЕВЫХ ВАЛОВ РОЗРАБОТКОЙ ОПТИМАЛЬНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ИХ ВОССТАНОВЛЕНИЯ	188
Камель Г.И., Яковлева А.Г., Волков Г.П., Ершов А.В. АВТОМАТИЗАЦИЯ КОНТРОЛЯ И РЕГУЛИРОВАНИЯ НЕПРЕРЫВНОЙ ЗАГРУЗКИ ИЗМЕЛЬЧЕННОЙ ДРЕВЕСИНЫ В ОБЛАСТЬ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ	192
Камель Г.И., Яковлева А.Г., Ершов А.В. ОСОБЕННОСТИ ЗАГРУЗКИ КОНИЧЕСКОЙ ТРИБОСИСТЕМОЙ ЩЕПЫ В ОБЛАСТЬ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ	199
Камель Г.И., Яковлева А.Г., Ершов А.В. ОСОБЕННОСТИ ВЫГРУЗКИ ДРЕВЕСНОЙ ЩЕПЫ С КОНИЧЕСКОЙ ТРИБОСИСТЕМЫ В ВАРОЧНЫЙ КОТЕЛ	205
Яковлева А.Г. ОБЕСПЕЧЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ КОНИЧЕСКОЙ ТРИБОСИСТЕМЫ ПРОМЫШЛЕННОГО ТРАНСПОРТА	211
Лебедев В.Г., Клименко Н.Н. НЕКОТОРЫЕ СООБРАЖЕНИЯ О МЕХАНИЗМЕ ОБРАЗОВАНИЯ ШЛИФОВОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ТРЕЩИН	218
Гусарев В.С., Ковальчук Е.Н. МОДУЛЬНОЕ ПОСТРОЕНИЕ СБОРОЧНО-МОНТАЖНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ	226
Дущенко В.В. ОЦЕНКА ФИЗИЧЕСКИХ ПРИНЦИПОВ ДЕЙСТВИЯ ДЕМПФИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ СИСТЕМ ПОДРЕССОРИВАНИЯ ПО ИХ ВЛИЯНИЮ НА ПЛАВНОСТЬ ХОДА ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ	231
Андилахай А.А. ФИЗИЧЕСКИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ЗАТОПЛЕННЫМИ СТРУЯМИ	238
Рябченко С.В. ШЛИФОВАНИЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ТАРЕЛЬЧАТЫМИ КРУГАМИ ИЗ СТМ	243